



**José Eduardo
Martins de Pinho**

**Modelação e simulação do processo de têmpera a
vácuo em aços ferramenta**

**Modelling and simulation of gas quenching in tool
steels**



**José Eduardo
Martins de Pinho**

**Modelação e simulação do processo de têmpera a
vácuo em aços ferramenta**

Dissertação apresentada à Universidade de Aveiro para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, realizada sob a orientação científica do Doutor António Gil d'Orey de Andrade Campos, Professor auxiliar do Departamento de engenharia mecânica da Universidade de Aveiro e Engenheiro Paulo Duarte, Engenheiro na empresa Ramada Aços.

o júri

presidente

Prof. Doutor João Paulo Davim
professor associado c/ agregação da Universidade de Aveiro

Doutor Adélio Manuel de Sousa Cavadas
professor adjunto convidado da Escola Superior de Tecnologia e Gestão - Instituto Politécnico de Viana do Castelo

Vogais

Prof. Doutor António Gil d'Orey de Andrade Campos
professor auxiliar da Universidade de Aveiro

agradecimentos

Ao professor Doutor António Gil d'Orey de Andrade Campos pela orientação, apoio, disponibilidade, pelas opiniões e críticas e pelos conhecimentos que me transmitiu. Ao Engenheiro Paulo Duarte pelo apoio, atenção e disponibilidade prestada no decorrer do trabalho. À empresa Ramada Aços pela oportunidade concedida e na colaboração no que respeita a questões experimentais. Tendo consciência que sozinho nada seria possível, um agradecimento aos meus pais pelo exemplo de vida que me transmitiram e por me apoiaram ao longo deste projeto e de toda a minha formação académica. Por fim, e não menos importante, à Daniela Rodrigues pelo diverso e variado apoio fornecido ao longo do longo percurso académico e desenrolar da dissertação.

palavras-chave

Têmpera a vácuo, Análise termomecânica, Método dos elementos finitos, Condições fronteira, Coeficiente de convecção.

resumo

Com a evolução das necessidades da Humanidade, é necessário aperfeiçoar os processos produtivos e os tratamentos térmicos de modo a garantir uma resposta mais eficiente. A têmpera a vácuo é um tratamento térmico que permite temperar peças em aço ferramenta mantendo um bom acabamento superficial. Porém, este processo de elevada complexidade e custo está sujeito a grandes gradientes térmicos, induzindo elevadas deformações e tensões residuais, podendo resultar em fissuras e na inutilização da peça tratada.

A modelação numérica e simulação pode prever o processo de tratamento térmico de tempera a vácuo de forma a minimizar os problemas inerentes a este e a obter o seu controlo ótimo. Porém, a simulação deste processo é de elevada complexidade devido a todos os parâmetros necessários e não tem sido alvo de estudo da comunidade científica.

Este trabalho tem como objetivo (i) a modelação numérica de um processo de têmpera a vácuo através do método dos elementos finitos em regime transiente e (ii) a determinação das condições de fronteira. A metodologia utilizada para determinação das condições de fronteira recorre a um balanço energético para obter um valor médio de coeficiente de transferência de calor. Partindo deste, desenvolveu-se um método de calibração por ajuste a resultados experimentais que permite obter os coeficientes de convecção dependentes da orientação das superfícies.

As metodologias desenvolvidas foram validadas através de duas peças distintas: uma peça de geometria cúbica e um molde de geometria complexa. Obtiveram-se resultados térmicos muito próximos dos experimentais e previu-se a evolução das tensões e deformações plásticas ao longo de todo o processo. A simulação numérica demonstra-se útil para o aumento de eficiência do processo de tempera a vácuo.

keywords

Gas quenching, Thermomechanical analysis, Finite element method, Boundary conditions, Convection heat transfer coefficient.

abstract

With the increase of Humanity requirements, it is compulsory to improve the production processes and thermal treatments in order to guarantee a more efficient response. Gas quenching is a heat treatment that allows quenching tool steel parts while maintaining a good surface finish. However, this high cost and complex process undergoes large thermal gradients, inducing high deformations and residual stresses, which can result in cracking and the destruction of the treated part.

Numerical modeling and simulation can predict the gas quenching heat treatment process in order to minimize inherent problems and to obtain its optimum control. However, the simulation of this process is highly complex due to all the necessary parameters and has not been appropriately studied by the scientific community.

The main goal of this work is (i) the numerical modeling of a gas quenching process using the transient finite element method and (ii) the determination of its boundary conditions. The methodology used to determine the boundary conditions uses an energy balance to obtain an average value of heat transfer coefficient. From this, a calibration method was developed in order to fit the experimental results and, consequently, obtain the convection coefficients dependent on the orientation of the surfaces.

The methodologies developed were validated through two distinct parts: a cubic and a complex geometry mold. Thermal results were obtained quite similar to the experimental ones. The stresses and plastic deformations evolution was predicted throughout the whole process. It was demonstrated that the numerical simulation is useful for the efficiency increase of the gas quenching process.

Índice

1. Introdução	1
1.1. Enquadramento	1
1.1.1. Tratamentos térmicos e a sua importância	1
1.1.2. Caracterização da empresa Ramada Aços	2
1.1.3. Simulação de tratamentos térmicos	3
1.1.4. Desafios e dificuldades da tecnologia	4
1.2. Objetivos	4
1.3. Estrutura da dissertação	5
1.3.1. Abordagem metodológica	5
1.3.2. Guia de leitura	5
2. Estado da Arte	7
2.1. Têmpera de ferramentas em vácuo	7
2.1.1. Generalidades	7
2.1.2. Materiais tratados e suas aplicações	9
2.1.3. Problemas dos tratamentos térmicos e vantagens da simulação	10
2.2. Fornos utilizados na realização da têmpera em vácuo	13
2.2.1. Diferentes fornos a vácuo presentes no mercado	15
2.2.2. Forno utilizado	16
2.3. Balanço térmico	17
2.4. Vidar Superior	21
2.5. Simulação numérica do processo de têmpera em vácuo	22
3. Modelação e Metodologia	27
3.1. Abaqus	27
3.2. Elementos	27
3.3. Modelos desenvolvidos	28
3.4. Condições Fronteira	30
3.4.1. Coeficientes de convecção no arrefecimento	33
3.4.2. Estudo dos coeficientes de convecção na Martêmpera	40
4. Modelos numéricos e resultados obtidos	43
4.1. Modelo numérico utilizado na simulação da peça cúbica	43
4.2. Resultados obtidos na simulação da peça cúbica	46
4.3. Modelo numérico utilizado na simulação do molde	51
4.4. Resultados obtidos na simulação do molde	56
5. Considerações finais	61

5.1.	Sumário e principais conclusões	61
5.2.	Trabalhos futuros	62
	Bibliografia	63
A.1.	Anexo de Equações	67

Índice de Figuras

Figura 1- Esquema representativo de um processo de têmpera	9
Figura 2- Esquema de controlo e monitorização de um forno para têmpera a vácuo (Mowry Enterprises, 2017)	14
Figura 3- Curvas de arrefecimento para diferentes fluidos refrigerantes (Hou et al., 2012)	15
Figura 4- Exemplos de fornos a vácuo (a) configuração horizontal, (b) vertical de carregamento superior e (c) inferior (Schmetz, 2017)	16
Figura 5- (a) Forno a vácuo horizontal da Ramada Aços e (b) Interior do forno a vácuo da Ramada Aços	17
Figura 6- Esquema representativo da rotação do azoto no forno	17
Figura 7- Diagrama TAC do Vidar Superior (UDDEHOLM, 2007)	22
Figura 8- Esquema do modelo utilizado por Singer (2007)	23
Figura 9- Resultados obtidos por Singer (2007) para (a) face do topo e (b) face do fundo	25
Figura 10- Gráfico com a variação do coeficiente convecção para diferentes gases e pressões (Lin, 2007)	25
Figura 11- Esboço do modelo de têmpera de Grossman (Yuan Lu, 2015)	25
Figura 12- Método de cálculo utilizado por Yuan Lu (2015)	26
Figura 13- Elementos disponíveis para utilização no software Abaqus (Dassault Systèmes, 2017a)	28
Figura 14- Peça original disponibilizada pela empresa Ramada Aços	30
Figura 15- Peça Simplificada tendo por base a simplificação efetuada por Maia (2013)	30
Figura 16- Resultados experimentais obtidos pela Ramada Aços durante todo o processo de tratamento térmico	31
Figura 17- Resultados experimentais obtidos pela Ramada Aços para a fase de arrefecimento	31

Figura 18-a) Apoio para apoios para peças do forno da Ramada b) apoio para peças	32
Figura 19- Resultado gráfico do ajustamento de curva realizado	35
Figura 20- Evolução da (a) densidade (b) calor específico (c) coeficiente de expansão térmica e (d) condutividade térmica com a temperatura (MatWeb, 2017).....	37
Figura 21- Evolução da temperatura do gás durante todo o processo de têmpera	37
Figura 22- Evolução da temperatura do gás na fase de arrefecimento e valores utilizados no <i>Abaqus</i> para definir a temperatura do reservatório	38
Figura 23- Resultados obtido das diversas iterações realizadas para valores de coeficiente de convecção distintos nas faces (a) frontal, (b) direita, (c) esquerda, (d) topo, (e) fundo e (f) traseira	39
Figura 24- Evolução da temperatura de um ponto central da face frontal da peça cúbica ao longo do ensaio utilizando os coeficientes calibrados	41
Figura 25- Evolução do módulo de Young com a temperatura	43
Figura 26- (a) Curva de tração utilizada. (b) Pontos utilizados para definir modelo de encruamento	44
Figura 27- temperaturas do forno utilizadas na fase de aquecimento do modelo numérico do cubo	45
Figura 28- Temperaturas do forno utilizadas nas simulações dos Steps de arrefecimento	45
Figura 29- Distribuição de temperatura num instante próximo dos 700s depois do início do arrefecimento	46
Figura 30- evolução da temperatura obtida experimentalmente e computacionalmente	46
Figura 31- Evolução de temperatura para a face (a) fundo, (b) direita, (c) topo, (d) esquerda, (e) frente e (f) núcleo	47
Figura 32- Distribuição (a) das tensões equivalentes de Von-Mises equivalentes e deformações plásticas (b) ε_{xx} , (c) ε_{yy} e (d) ε_{zz}	48
Figura 33- Variação das tensões longitudinais σ_{xx} ao longo do processo	49

Figura 34- Evolução da (a) Temperatura, (b) σ_{xx} , (c) gradiente de temperatura e (d) diferença de temperatura	50
Figura 35- Representação dos pontos experimentais (Maia, 2013)	52
Figura 36- Peça completa e totalmente particionada	52
Figura 37- Evolução da (a) densidade, (b) calor específico, (c) condutividade térmica, (d) módulo de Young, (e) coeficiente de expansão térmica com a temperatura e (f) modelo de encruamento utilizado	53
Figura 38- Propriedades elásticas e plásticas do H13 (Marashi et al., 2017)	54
Figura 39- Temperaturas do forno utilizadas na fase de aquecimento do modelo numérico do molde	55
Figura 40- Evolução da temperatura para certos pontos do molde	56
Figura 41- Evolução visual da fase de arrefecimento do molde	58
Figura 42- Tensões equivalentes de Von-Mises (a) da peça completa e (b) do seu núcleo com pontos de avaliação demarcados	58
Figura 43- Tensões (a) σ_{xx} , (b) σ_{yy} e (c) σ_{zz} para o final do processo	59
Figura 44- Deformação plástica do molde no final da simulação	60
Figura 45- Evolução (a) da temperatura, (b) do gradiente de temperatura e (c) das tensões σ_{xx}	60

Índice de Tabelas

Tabela 1 – Grupos habituais de aços ferramenta e símbolos de identificação AISI (Roberts et al. 1998)	10
Tabela 2- Características e aplicações dos diferentes grupos de aços ferramenta (Højerslev, 2001; Roberts et al., 1998)	11
Tabela 3- Características e aplicações dos diferentes grupos de aços ferramenta continuação (Højerslev, 2001; Roberts et al., 1998)	12
Tabela 4- Características e problemas inerentes aos tratamentos térmicos (Chiaverini, 2008)	13
Tabela 5- Diferentes sistemas de arrefecimento presentes no mercado para fornos horizontais de têmpera em vácuo (Schmetz, 2017)	18
Tabela 6- Equações necessárias para desenvolvimento do balanço energético	19
Tabela 7- Composição química do Vidar Superior (UDDEHOLM, 2007)	21
Tabela 8- Propriedades do Vidar Superior (UDDEHOLM, 2007)	21
Tabela 9- Software, Materiais e regimes utilizados nos trabalhos realizados sobre simulação de têmpera a vácuo pelos diferentes autores	23
Tabela 10- Modelos matemáticos, condições fronteira e conclusões retiradas pelos autores	24
Tabela 11- Valores de coeficientes de transferência de calor para diferentes tamanhos de forno, pressão e fluido operante (Kowalewski, Korecki, & Olejnik, 2008)	26
Tabela 12- Designação e características dos elementos disponíveis no <i>Abaqus</i> para análises de transferência de calor e acoplamentos entre temperatura e deslocamento (Dassault Systèmes, 2017a)	29
Tabela 13- Parâmetros utilizados para a simulação da fase de aquecimento do processo de têmpera realizado por Maia (2013)	32
Tabela 14- Propriedades utilizadas e obtidas no ajustamento de curva realizado ..	35
Tabela 15- Coeficientes de convecção que permitem melhor ajuste dos resultados simulados e experimentais para as 3 fases de arrefecimento	41

Tabela 16- Parâmetros utilizados no primeiro Step da simulação da peça cúbica ..	44
Tabela 17- Parâmetros utilizados nos Steps de aquecimento da simulação da peça cúbica	44
Tabela 18- Parâmetros utilizados nos Steps de arrefecimento da simulação da peça cúbica	45
Tabela 19- Propriedades experimentais do material H13 (UDDEHOLM, n.d.) (MatWeb,2017a)	50
Tabela 20- Valores iniciais de coeficiente de convecção no arrefecimento	52
Tabela 21- Parâmetros utilizados no primeiro Step da simulação do molde	54
Tabela 22- Parâmetros utilizados nos Steps de aquecimento do molde	54
Tabela 23- Parâmetros utilizados na fase de arrefecimento da simulação do molde	55

1. Introdução

Os materiais metálicos, os processos metalúrgicos e a metalomecânica, já são utilizados desde o homem neolítico (MaiaDigital, 2006).

Porém, só no século XX, com o desenvolvimento da ciência metalúrgica, é que foi possível criar novos metais (Ligas e superligas metálicas), assim como novos processos de tratamento superficial (deposição química ou física em fase de vapor, tratamento laser, etc.) (MaiaDigital, 2006).

Atualmente é impensável viver sem os metais e suas ligas, os seus processos de fabrico e a sua avaliação, pois estes materiais estão presentes constantemente no dia-a-dia de cada um num elevado número de equipamentos e objetos (MaiaDigital, 2006).

1.1. Enquadramento

Os tempos foram evoluindo e as necessidades da humanidade aumentaram, conduzindo também a um aumento da exigência no que respeita às técnicas de produção assim como os requisitos dos equipamentos produzidos. Este facto traduziu-se pelo aumento do conhecimento sobre a metalurgia, a eficiência dos seus processos e da qualidade final do produto.

A indústria, com o intuito de dar resposta à evolução e necessidades cada vez mais acrescidas da humanidade, aposta na investigação de forma a retirar todo o partido possível do material. Os tratamentos termomecânicos, os processos produtivos e as simulações numéricas a eles associados são, assim, desenvolvidos e aperfeiçoados, de forma a garantir uma resposta eficiente às necessidades relatadas.

1.1.1. Tratamentos térmicos e a sua importância

Os tratamentos térmicos são processos que incluem a aplicação de calor e controlo de temperatura, de forma a redefinir a microestrutura interna das ligas em tratamento (AG, 2003).

Este tipo de processo permite modificar a estrutura dos metais permitindo assim alterar as suas propriedades.

Existem tratamentos térmicos a baixas temperaturas e a altas temperaturas, realizados com controlo dos tempos de tratamento, dos meios de aquecimento e de arrefecimento, regendo desse modo as respetivas taxas, de modo a garantir a obtenção das microestruturas desejadas.

A utilização de tratamentos térmicos tem grande importância nos dias de hoje, pois permitem facilitar o fabrico dos metais, quando realizados de forma intermédia ou adequar as características dos metais ao fim a que se destinam quando realizados em fase mais final do processo global de fabrico. Assim é possível obter peças com melhores propriedades mecânicas finais, aumentando a qualidade e utilidade dos materiais. Através da utilização destes processos é possível, no caso dos aços, a produção de órgãos para equipamentos para utilização de grande responsabilidade em várias indústrias, como a indústria automóvel, aeronáutica, ferramentas para conformação, perfis para formas estruturais, chapas para fins estruturais e estéticos, entre outras aplicações.

A têmpera é um processo de tratamento térmico, cujo o seu objetivo é a obtenção de uma microestrutura martensítica. Este processo consiste no aquecimento da peça até a sua temperatura de austenização e de seguida a realização de um arrefecimento rápido, num meio de grande capacidade de arrefecimento (Chiaverini, 2008).

A têmpera a vácuo é um processo de têmpera realizado em forno equipado com uma câmara de aquecimento interior colocada em vácuo na fase inicial e posteriormente preenchida com azoto, quer para fins de aquecimento, quer para uso de arrefecimento forçado realizado pela injeção de azoto refrigerado por recirculação através de um permutador de calor. Dessa forma é possível têmperar peças em aço de ferramenta com deformação minimizada em ambiente inerte capaz de produzir peças com boa qualidade superficial.

1.1.2. Caracterização da empresa Ramada Aços

A empresa Ramada Aços, com 80 anos de existência e segundo informação retirada da sua página de internet, a sua missão é *ser líder de mercado nos produtos e serviços que disponibilizamos. Exceder as expectativas dos nossos clientes, sendo a referência de mercado em qualidade e competitividade das nossas soluções. Fortalecer o negócio dos clientes, maximizando os nossos resultados e estabelecendo relações duradouras e responsáveis com os nossos parceiros.*

A organização descrita teve a sua evolução em várias etapas até se tornar a empresa líder nas soluções globais de aço e sistemas de armazenamento de alta densidade, posição essa adquirida através do investimento constante na investigação e desenvolvimento, criando assim novos processos, serviços e/ou produtos (Ramada Aços, 2017).

Quando foi criada em 1935, a Ramada dedicava-se apenas à produção de fitas de serra para corte de madeira. Porém, com o passar dos anos e até aos dias de hoje

apostou no desenvolvimento de novos serviços/produtos, sendo estes a comercialização de aços especiais, prestações de tratamentos térmicos, cantoneiras perfuradas, laminagem de arco de aço a frio, estiragem de aço a frio, tratamentos térmicos a vácuo, maquinação, oxicorte, comercialização de produtos em latão e comercialização de aços anti desgaste e de alto limite elástico (Ramada Aços, 2017).

Atualmente, a empresa conta com uma inúmera variedade de produtos/serviços ao nível de aços e ligas não ferrosas, ferramentas de corte e ferramentas industriais.

Esta empresa recentemente, adquiriu um forno de têmpera em vácuo de grandes dimensões, único no país. Este forno tem capacidade realizar processos de têmpera em vácuo em peças de massa até 4 000 kg e comprimentos de aproximadamente 2 metros. Este processo realizado em peças de grandes dimensões destinados para a indústria de moldes, contém inúmeras variáveis cuja parametrização pode ser apoiada por meios de simulação numérica.

1.1.3. Simulação de tratamentos térmicos

A têmpera em vácuo de peças de grande dimensão é um processo de elevada complexidade e responsabilidade conduzido na fase que antecede o acabamento durante fabrico dos componentes dos moldes, existindo uma vasta quantidade de variáveis impostas, desde as propriedades do aço utilizado, geometria da peça, a aplicação a que se destina (Ramada Aços, 2017).

Para realizar de forma eficiente o tratamento deste tipo de peças, existe a necessidade de realizar testes e simulações para avaliar o respetivo resultado final do tratamento, criando assim conhecimento para melhor condução do processo. Além disso, existe interesse em através da simulação ajustar e antecipar os resultados atingidos no processo de tratamento a vácuo de peças de grandes dimensões.

O objetivo do presente trabalho é a utilização de uma mais valia neste tipo de processos, que é a simulação, nomeadamente a fase de arrefecimento, de maior relevância na obtenção da microestrutura final obtida e de controlo mais critico. A utilização deste recurso permite obter uma elevada quantidade de mais valias a níveis de projeto de peças assim como a previsão de problemas e resultados do tratamento térmico, o que vai permitir elevar a qualidade do produto final.

1.1.4. Desafios e dificuldades da tecnologia

Os diferentes tratamentos térmicos dos materiais metálicos são processos muito utilizados e necessários de forma a obter determinadas características nos materiais. Porém, estes processos têm problemas inerentes à sua realização.

Em termos gerais, os problemas de maior gravidade e mais comuns, inerentes aos tratamentos térmicos são o empeno e a fissuração das peças tratadas. Estes fenómenos podem, em alguns casos, incapacitar a utilização da peça. Os empenos e as fissurações provêm das tensões residuais provocadas pelo tratamento térmico ou por um processo mecânico realizado anteriormente ao tratamento térmico (Chiaverini, 2008).

A simulação destes processos pode prever e ajudar a resolver problemas dos tratamentos térmicos, bem como prever a microestrutura obtida para cada local da peça.

Porém a simulação detém algumas dificuldades, nomeadamente, a quantidade de parâmetros que este processo necessita tendo em conta os modelos constitutivos utilizados (Campos, 2005). Existem parâmetros como: (i) os do material, sobre os quais existem dados dos fabricantes, (ii) outros podem ser controlados através de instrumentos de monitorização presentes no forno. Porém existem alguns que (iii) necessitam de ser obtidos de forma indireta. Um exemplo é o coeficiente de transmissão de calor por convecção do arrefecimento.

1.2. Objetivos

A presente dissertação tem como objetivo geral simular um processo de têmpera em vácuo para um aço ferramenta e posterior validação dos resultados obtidos.

Para a concretização do objetivo geral, existe a necessidade de obter todos os parâmetros inerentes ao processo e ao material. O processo de obtenção destes parâmetros, simulação e validação está intrínseco na presente dissertação, e inclui as seguintes fases:

- Avaliação do comportamento do forno;
- Modelação de um caso de estudo base com os parâmetros obtidos e validação;
- Modelação do caso de estudo final.

A fim de avaliar os parâmetros necessários para calibração do modelo, recorre-se a valores obtidos pela empresa Ramada para as variações de temperatura da água de refrigeração, do azoto (que será o fluido operante no tratamento térmico) e, por fim, de pontos estratégicos de uma peça base. Através dos resultados obtidos nas temperaturas passa-se à modelação do caso de estudo base.

1.3. Estrutura da dissertação

O presente subcapítulo apresenta a abordagem metodológica, assim como o guia de leitura da dissertação. A abordagem metodológica irá, de forma simplista, explicar as etapas para a elaboração de todo o documento. O guia de leitura contemplará um pequeno resumo de cada capítulo.

1.3.1. *Abordagem metodológica*

Para a realização do presente documento, são utilizadas duas abordagens distintas, uma abordagem teórica (Estado-da-arte) e uma abordagem prática. O estado-da-arte será realizado através da obtenção de informação de artigos e livros científicos, por forma a fomentar o conhecimento acerca dos tratamentos térmicos em geral, do tratamento térmico a ser aplicado (têmpera a vácuo), o material, os equipamentos necessários (Forno, Monitorização e Controlo, etc...) e por fim os trabalhos realizados na área. A abordagem prática será efetuada através de avaliações do forno a vários níveis e modelação numérica através do programa pelo método dos elementos finitos (*Abaqus*). A avaliação do forno recorre a equipamentos de monitorização e controlo para obter avaliações energéticas e variações de temperatura num caso base para, através destes, calcular parâmetros de interesse e, também, para obter curvas de temperatura para que realização da modelação numérica ocorra nas melhores condições. A modelação numérica consistirá, primeiramente, na validação da malha através de um caso de estudo simples que possa ser comparado com medições reais obtidas e, posteriormente, com a mesma malha, simular o caso de estudo final.

1.3.2. *Guia de leitura*

A presente dissertação apresenta 5 capítulos distintos, que podem ser divididos em dois grandes grupos, um primeiro onde pertence a Introdução e o Estado da Arte e um segundo que incorpora a Modelação e Metodologia, Resultados obtidos e considerações finais.

No primeiro capítulo, a Introdução, é explicado o enquadramento do trabalho, o interesse deste processo de têmpera, as vantagens que a simulação deste tipo de processo traz, quais as dificuldades inerentes a este tipo de simulação e ainda os objetivos do trabalho.

O segundo capítulo contempla a abordagem de alguns tópicos de interesse para o progresso do trabalho, são introduzidos conceitos desde o que é o processo de têmpera a vácuo, materiais tratados, problemas dos tratamentos térmicos, fornos utilizados para

este tipo de processo, que forno vai ser material de estudo, o balanço térmico inerente ao processo no forno em questão, o material que será tratado e os trabalhos de simulação neste tipo de processo realizados até ao momento.

No terceiro capítulo apresenta-se a metodologia utilizada para a realização do trabalho, assim como os modelos realizadas no presente trabalho. Em termos de metodologia é apresentado o programa utilizado, as modelações a efetuar, elementos finitos utilizados, condições fronteira e métodos de cálculo dos coeficientes de convecção. Com todas as condições fronteira definidas e modelos planeados apresenta-se os resultados obtidos.

O quarto capítulo apresenta os resultados obtidos dos modelos numéricos realizados assim como a sua análise.

Por fim, o quinto capítulo apresenta um pequeno sumário do trabalho e ainda as principais conclusões a retirar do trabalho assim como os trabalhos futuros a realizar.

2. Estado da Arte

Neste capítulo irá ser introduzido alguns conceitos de interesse para a dissertação, desde trabalhos realizados acerca de simulação de têmpera a vácuo, à explicação deste processo térmico, propriedades do material utilizado entre outros.

2.1. Têmpera de ferramentas a vácuo

2.1.1. Generalidades

A têmpera é um processo de tratamento térmico que permite obter microestruturas martensíticas. Este processo necessita de um tratamento posterior que é o Revenido, para redução da fragilidade imposta pela têmpera através da precipitação de carbonetos, eliminação da austenite residual e consequente redução do tamanho de grão da martensite. O processo de têmpera consiste no aquecimento da peça a uma determinada temperatura, seguido de estágios isotérmicos sucessivos a temperaturas mais altas durante períodos de tempos variados de forma a procurar a homogeneização da temperatura entre a superfície e o núcleo. O estágio final de aquecimento denomina-se por austenitização e permite a dissolução dos carbonetos na matriz austenítica, seguida de arrefecimento forçado sob fluxo de azoto (tempera em vácuo).

No presente trabalho, a têmpera abordada, será a Têmpera a vácuo. Os tratamentos efetuados em vácuo *consistem na realização de um ciclo composto por várias sequências numa câmara capaz de realizar vácuo, sendo a carga aquecida e arrefecida sob atmosfera inerte de forma adequada ao material e processo desejado* (Boyer, 1984). Esta tecnologia permite evitar alguns problemas inerentes a têmpera normal, tais como (Boyer, 1984):

- Prevenção de reações na superfície de trabalho, como a oxidação ou decarbonização, permitindo obter uma superfície limpa;
- Remove contaminantes superficiais, tais como, óxidos e vestígios de lubrificantes;
- Adiciona substâncias à superfície de trabalho;

No que diz respeito ao tratamento de ferramentas, a têmpera em vácuo hoje em dia é o processo de eleição, pois ferramentas arrefecidas em óleo falham a nível das deformações, da degradação da superfície após o tratamento térmico assim como os problemas que resultam da remoção da camada oxidada e descarburada da superfície da peça. Na têmpera em vácuo a oxidação não existe e o controlo da rampa de arrefecimento é mais eficaz, permitindo assim obter as propriedades do material

pretendidas e minimizar a deformação inerente ao processo (Korecki, Olejnik--SECO, & WARWICK SA, 2012).

A têmpera em vácuo inicia-se com a remoção do oxigénio e os restantes contaminantes utilizando vácuo na ordem dos 10^{-3} mbar, com o intuito de proteger a superfície para que esta não oxide. Porém, para altas temperaturas e por forma a não existir sublimação de alguns componentes de liga tais como o Manganês (Mn), Crómio (Cr), etc, o vácuo é reduzido para uma gama de 10^{-1} – 10^0 mbar (Korecki et al., 2012).

Depois do o vácuo pretendido ser atingido, passa-se à injeção do gás inerte na câmara de aquecimento até este atingir 1 – 1.5 bar para que ocorra transferência de calor por convecção. Assim que a pressão necessária é atingida, dá-se início a fase de aquecimento. A fase de aquecimento deve ser feita através estágios, de forma a que a temperatura na peça seja o mais uniforme possível. Dependendo do detalhe da peça podem ser feitos até 3 estágios de aquecimento (UDDEHOLM, 2012).

Assim que toda a peça esteja à temperatura de austenitização pretendida, dá-se início ao estágio a essa temperatura, que consiste em manter a temperatura constante durante uma certa quantidade de tempo. Este tempo depende da espessura da peça, porém, o tempo de referencia são 30 minutos contados através do núcleo. Caso o tempo, ou a temperatura utilizados sejam elevados podem surgir problemas estruturais, tais como o crescimento do grão e aumento da quantidade de austenite residual (UDDEHOLM, 2012).

Segue-se a fase de arrefecimento, que é a fase mais importante de todo o processo. Nesta fase, as decisões tomadas podem afetar o resultado final ao nível das deformações ou das características pretendidas. Para obtenção da melhor microestrutura e das melhores características da ferramenta deve-se efetuar um arrefecimento rápido, porém, a deformação da peça aumenta. Um arrefecimento mais lento, permite menor deformação, mas os resultados a nível de comportamento da peça ou microestrutura ficam comprometidos (UDDEHOLM, 2012).

Um exemplo de um tratamento térmico destes pode ser visualizado na Figura 1.

Como o processo de têmpera, deixa a peça com tensões residuais e microestrutura fragilizada, estas são reduzidas com um segundo processo térmico: revenido. Este processo deve ser efetuado logo de seguida à têmpera (UDDEHOLM, 2012).

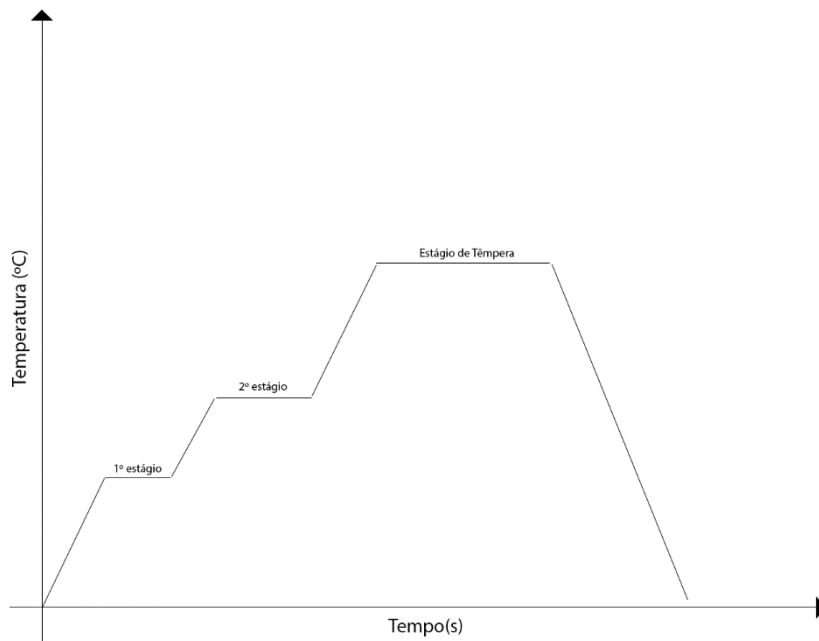


Figura 1- Esquema representativo de um processo de têmpera.

Para que o tratamento térmico de têmpera a vácuo seja de qualidade, existem alguns elementos chave a respeitar (Korecki et al., 2012):

- Vácuo na ordem dos 10^{-3} mbar na fase de aquecimento;
- Pureza do azoto na ordem dos (99,999 %);
- Uniformidade de aquecimento;
- Uniformidade de temperatura em toda a peça (± 5 °C), garantindo assim a temperatura de austenização em toda a peça;
- O gás utilizado no arrefecimento deve ter alta pressão, fluxo uniforme e intenso;

2.1.2. Materiais tratados e suas aplicações

Aços ferramenta, são ligas de aço utilizadas para produzir ferramentas, matrizes, ferramentas de corte, e moldes para injeção de metais não ferrosos e plásticos. Aplicações essas que necessitam de resistência ao desgaste, resistência mecânica e elevada dureza. Estes aços são feitos com aços de médio ou alto carbono, média ou alta liga ou em aços rápidos, sendo capazes de ser endurecidos por têmpera e revenido. Estes materiais têm gamas para trabalho a quente e a frio.

Existe uma elevada quantidade de categorias e composições dos aços ferramenta. Estes aços foram organizados em grupos tendo em conta as suas funções ou o tratamento térmico utilizado nas ferramentas em questão (Tabela 1). Este método foi

desenvolvido pelo *American Iron and Steel Institute (AISI)*, é muito utilizado em todo o mundo e é um método muito eficaz. Salienta-se que, embora em muitas categorias estes materiais sejam parecidos entre si, estes requerem processos, condições operantes ou materiais de trabalho diferentes (Roberts, Krauss, & Kennedy, 1998).

A divisão dos materiais por estes grupos é feita através de vários princípios gerais das ligas e dos tratamentos térmicos, permite a comparação dos materiais e reparti-los pelos diferentes grupos. A comparação entre estes pode ser efetuada através dos seguintes parâmetros (Roberts et al., 1998):

- Aplicação a que se destinam
- A microestrutura resultante no final da têmpera;
- Quantidade de carbono e liga presente no final do tratamento térmico;
- Quantidade de elementos formadores de carbonetos;
- Teor de carbono e densidade de carbonetos.

As propriedades dos diferentes grupos de materiais referidos, assim como, alguns exemplos das suas aplicações podem ser visualizados nas Tabela 2 e Tabela 3.

Tabela 1-Grupos habituais de aços ferramenta e símbolos de identificação AISI (Roberts et al., 1998).

Grupo	Símbolo de identificação:
Aços ferramenta endurecidos em água	W
Aços ferramenta de resistência a impacto	S
Aços ferramentas endurecidos em óleo para trabalho a frio	O
Aços ferramenta de média liga endurecidos a ar, para trabalho a frio	A
Alto carbono e alto crómio para trabalho a frio	D
Aços para moldes	P
Aços ferramenta para trabalho a quente, crómio, tungsténio e molibdénio	H
Aços rápidos de tungsténio	T
Aços rápidos de molibdénio	M

2.1.3. Problemas dos tratamentos térmicos e vantagens da sua simulação

Os aços ferramenta requerem um tratamento térmico cuidado devido às propriedades finais pretendidas e aos elementos de liga presentes nos aços.

A Tabela 4 apresenta algumas características inerentes ao tratamento térmico e os problemas específicos de cada um. Todos os tratamentos utilizados têm problemas inerentes ao aquecimento e arrefecimento. Exemplos disso são a distorção devido a expansão e compressão do material durante o tratamento e a riscos de fissuração

devido às tensões residuais presentes no interior da peça. Estes efeitos são mais prováveis de acontecer na realização de determinados tratamentos térmicos (Chiaverini, 2008).

Tabela 2- Características e aplicações dos diferentes grupos de aços ferramenta (Højerslev, 2001; Roberts et al., 1998).

Grupo de matérias:	Características dos materiais:	Exemplos de aplicações:
Aços ferramenta endurecidos em água	<ul style="list-style-type: none"> • Grupo com menor quantidade de liga; • Essencialmente formado por aço carbono; • Para obter martensite, existe a necessidade de têmpera em água; • Só a superfície é endurecida; • A martensite criada é de elevada dureza. 	<ul style="list-style-type: none"> • Lâminas; • Ferramentas para madeira; • Ferramentas para gravação;
Aços ferramenta de resistência a impacto	<ul style="list-style-type: none"> • Criados com a finalidade de alta resistência à fratura, de alta dureza e de alta resistência ao desgaste sobre impactos; • A dureza é obtida através de níveis moderados de carbono, levando a baixo carbono na martensite e dispersões de carbonetos finas; • Quantidade de liga é superior ao dos aços ferramenta endurecidos a água. 	<ul style="list-style-type: none"> • Ferramentas para martelar; • Ferramentas para puncionar.
Aços ferramenta endurecidos a óleo	<ul style="list-style-type: none"> • Produzidos para providenciar elevada resistência ao desgaste em trabalhos a frio; • A alta dureza é proveniente do elevado carbono presente na martensite sendo tratados através de um revenido a baixas temperaturas; 	<ul style="list-style-type: none"> • Matrizes de corte e conformação, para curto prazo; • Pinças; • Calibres
Aços ferramenta de média liga endurecidos a ar, para trabalho a frio	<ul style="list-style-type: none"> • Elevada resistência ao desgaste em trabalhos a frio; • Permite uma elevada variedade de teor de carbono e liga, o que leva a uma variedade de durezas e capacidades de endurecimento; • O elevado teor de liga permite o arrefecimento a ar • Devido ao arrefecimento lento, as distorções são pequenas, o que leva a uma estabilidade dimensional. 	<ul style="list-style-type: none"> • Ferramentas de alta precisão, como corte e estampagem de chapa.
Alto carbono e alto crómio para trabalho a frio	<ul style="list-style-type: none"> • Extrema resistência ao desgaste e abrasão; • Alguns destes aços apresentam carbonetos primários de elevada dureza e responsáveis por elevada resistência ao desgaste. • Alto teor de liga permite grande capacidade de endurecimento, devido ao arrefecimento a ar • Estabilidade dimensional devido ao modo de arrefecimento; 	<ul style="list-style-type: none"> • Moldes de longa duração; • Punções; • Ferramentas para conformação; •

A simulação numérica, através do método dos elementos finitos, pode ajudar na melhoria dos processos de tratamentos térmicos. Este método numérico pode prever os parâmetros e os problemas que o tratamento térmico impõe à peça tratada. As distorções, as tensões residuais e as microestruturas obtidas, podem então ser previstas previamente na fase de desenvolvimento da peça. Desta forma, é possível melhorar o design por forma a que estas sejam minimizadas. Estas previsões são importantes não só na fase de desenvolvimento, mas também para a execução do tratamento térmico

em si por forma a obter os melhores resultados possíveis. A simulação destes processos também é importante na medida que é possível avaliar o processo sem ter que proceder à destruição da peça para avaliação das tensões residuais de origem térmica e das suas propriedades. Esta ferramenta tem um elevado potencial na medida que além de permitir prever vários parâmetros sem custos elevados, ainda permite a obtenção de resultados de maior qualidade no produto final (Alberg, 2003).

Tabela 3- Características e aplicações dos diferentes grupos de aços ferramenta continuação (Højerslev, 2001; Roberts et al., 1998).

Grupo de matérias:	Características dos materiais:	Exemplos de aplicações:
Aços para moldes	<ul style="list-style-type: none"> Baixo carbono, para permitir a maquinação; Resistência ao desgaste das superfícies obtida através do endurecimento do material por têmpera e revenido; Permite boa capacidade de polimento e bons acabamentos superficiais; A martensite criada pelos aços inoxidáveis é utilizada para injeção de plásticos se a resistência ao desgaste for um fator importante. 	<ul style="list-style-type: none"> Moldes sujeitos a alta pressão, baixa temperatura (+/- 200°C), e abrasão. Moldes cerâmicos Moldes para plásticos
Aços ferramentas de cromo para trabalho a quente	<ul style="list-style-type: none"> Excelente resistência a altas temperaturas, impactos e fadiga; Médio carbono e média concentração de cromo e outros formadores de carbonetos; A limitação de carbono na martensite e o tamanho dos carbonetos de liga promovem o endurecimento; A resistência à alta temperatura é adquirida através de um revenido a alta temperatura; Elevada quantidade de liga permite arrefecimento de grandes secções ao ar. 	<ul style="list-style-type: none"> Forjamento; Fundição injetada Extrusão;
Aços rápidos de tungsténio	<ul style="list-style-type: none"> A percentagem de tungsténio presente nestes materiais é no mínimo 18%; Não amacia, nem mesmo quando exposto a temperaturas que o deixem vermelho; Devido ao alto carbono e liga, este material tem elevada dureza; A sua microestrutura tem um elevado numero de carbonetos estáveis a alta temperatura; Excelente resistência ao desgaste. 	<ul style="list-style-type: none"> Ferramentas de corte de alta velocidade Corte a frio de chapa metálica.
Aços rápidos de molibdéio	<ul style="list-style-type: none"> O molibdéio substitui parte do tungsténio do grupo T; Propriedades similares ao grupo T, exceto num ligeiro aumento de dureza; Tratamentos térmicos semelhantes ao grupo T; Necessitam de mais cuidados ao serem endurecidos. 	<ul style="list-style-type: none"> Ferramentas de corte de alta velocidade. Corte a frio de chapa metálica

Estas simulações também podem levar a uma redução significativa na relação custo/eficiência tanto no design como na análise do processo de tratamento térmico. As simulações também permitem prever em tempo real e em qualquer parte do processo as tensões criadas pelas variações térmicas, previsão que não é possível através de processos experimentais. As únicas tensões que são possíveis obter através de processos experimentais são finais, e para isso existe a necessidade de destruição da peça (Andrade-Campos, Silva, & Teixeira-Dias, 2007).

Tabela 4- Características e problemas inerentes aos tratamentos térmicos (Chiaverini, 2008).

Tratamento térmico	Características do tratamento	Problemas inerentes ao tratamento
Têmpera	<ul style="list-style-type: none"> • Melhora as propriedades do material de forma a que estes consigam operar em utilizações críticas; • Obtenção de martensite. 	<ul style="list-style-type: none"> • Pode criar estruturas indesejáveis devido ao tamanho da peça; • Tensões residuais elevadas; • Necessidade de utilização de um ou mais revenidos logo a seguir à têmpera; • Deformação sistemática e risco de fissuração.
Revenido	<ul style="list-style-type: none"> • Reduz as tensões criadas pela têmpera; • Reduz fragilidade • Cria transformações na martensite, de grande ou pequena dimensão. • Origina carbonetos e dependendo da temperatura elimina a austenite residual. 	<ul style="list-style-type: none"> • Possibilidade de queda de tenacidade em certas gamas de temperatura.
Martêmpera	<ul style="list-style-type: none"> • Permite redução risco de fissuração, tensões internas e probabilidade de empenamento reduzidas durante o processo de endurecimento. 	<ul style="list-style-type: none"> • Etapa incluída no processo de têmpera; • Mesmo que mais reduzidas contém tensões residuais.

Com a modelação de tratamentos também é possível estudar a variação de propriedades, podendo levar a aumentos de eficiência e até reduções do tempo de tratamento térmico, levando a reduções de gastos energéticos e aumentos de rentabilidade (Wang et al., 2008).

A visualização de cada parâmetro em qualquer fase do tratamento, permite a visualização de pontos problemáticos e pode levar à sua correção, o que pode levar a sua resolução sem custos elevados (Harrison, Henry, & Wendland, 2005).

Verifica-se então que a utilização destas ferramentas de previsão, permite uma elevada quantidade de vantagens. Estas conduzem a um aumento de qualidade, eficiência e redução de custos para varias entidades, entidades de desenvolvimento de produto e entidades de realização de processos de tratamento térmico.

2.2. Fornos utilizados na realização da têmpera a vácuo.

A realização de tratamentos térmicos requer a utilização de alguns equipamentos, nomeadamente, um forno, equipamentos para monitorização (termopares) e ainda equipamentos de controlo.

Na Figura 2 é possível visualizar todo o controlo inerente ao processo assim como os periféricos necessários ao processo.

Os aços ferramenta podem ser tratados através de vários métodos. Porém, a diferença é essencialmente o método de arrefecimento. O aquecimento pode ser efetuado num forno mais comum e, posteriormente, o arrefecimento ser feito de forma rápida em água ou óleo ou até mesmo em ar para alguns aços ferramenta. Quando se pretende propriedades mecânicas de elevada qualidade sem oxidar a superfície, utilizam-se fornos a vácuo com arrefecimento a gás. Na Figura 3, pode-se visualizar diferentes curvas de arrefecimento para diferentes fluidos de refrigeração.

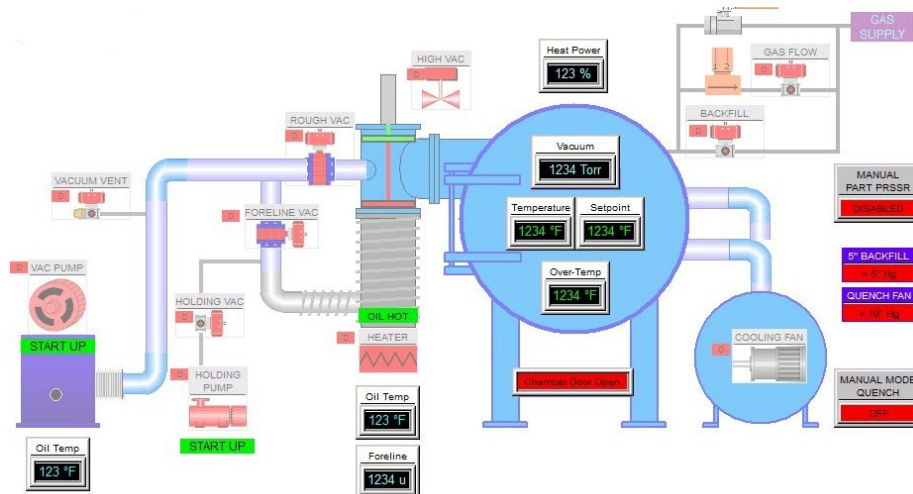


Figura 2- Esquema de controlo e monitorização de um forno para têmpera a vácuo (Mowry Enterprises, 2017).

Através do gráfico presente na Figura 3 verifica-se que as velocidades de arrefecimento para os diferentes fluidos refrigerantes são bastante distintas. Existem vantagens e desvantagens inerentes a cada modo de arrefecimento, como por exemplo arrefecimento muito rápido privilegia grandes distorções, enquanto o arrefecimento mais lento diminui a distorção inerente à têmpera, mas piora as propriedades obtidas. No caso da têmpera em vácuo como se trata de um arrefecimento mais lento, torna a distorção menor e como é realizado na presença de azoto apenas, não existe oxidação da superfície.

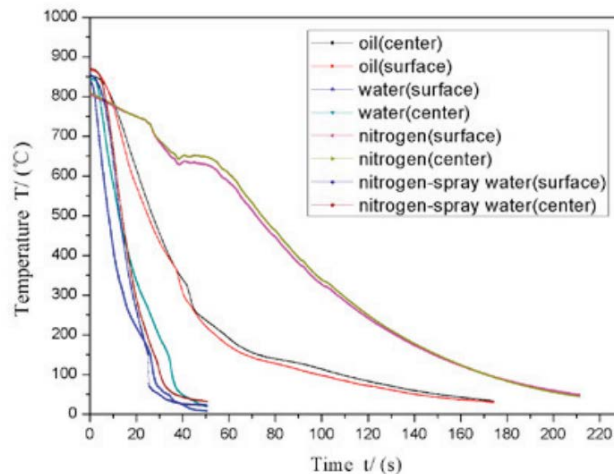


Figura 3-Curvas de arrefecimento para diferentes fluidos refrigerantes (Hou et al., 2012).

2.2.1. Diferentes fornos a vácuo presentes no Mercado

Os fornos a vácuo podem ser divididos em 3 categorias distintas (Figura 4) (Liscic, Tensi, Canale, & Totten, 2010):

- Fornos a vácuo de carregamento horizontal ou design em caixa;
- Fornos a vácuo de carregamento vertical superior ou poços;
- Fornos a vácuo verticais de carregamento inferior ou fornos em sino.

Os fornos a vácuo também podem ser categorizados em câmara única ou múltipla. Os fornos de câmara única têm algumas vantagens, tais como o design compacto, flexibilidade no *layout* de carga, operação e manutenção facilitada e um custo relativamente baixo. Estes fornos podem apresentar as seguintes configurações no que diz respeito a zona quente, horizontal ou vertical (Liscic et al., 2010).

Os fornos de câmara múltipla são utilizados quando se pretende uma taxa de produção mais elevada, com menos desgaste do equipamento. Basicamente estes fornos podem ser vistos como uma série de fornos a operar em simultâneo (Liscic et al., 2010).

Os fornos a vácuo, além das três categorias referidas a cima também podem ser diferenciados através do sistema de arrefecimento que usam.

Atualmente existe vários tipos de fornos diferentes no mercado, porém apenas o sistema de arrefecimento é elemento diferenciador. Os diferentes sistemas permitem diferentes abordagens às peças a ser tratadas, assim como alguns deles permitem maior flexibilidade no arrefecimento. Dependendo do tipo de peça a tratar, o sistema mais adequado deve ser aquele que obtém um arrefecimento mais uniforme, desta forma minimizando as tensões residuais de origem térmica. Alguns destes sistemas são



Figura 4- Exemplos de fornos a vácuo (a) configuração horizontal, (b) vertical de carregamento superior e (c) inferior (Schmetz, 2017).

de possível aplicação em mais de uma categoria de fornos a vácuo, e outros que apenas se aplicam a uma das categorias.

Exemplos dos sistemas estão caracterizados e ilustrados na Tabela 5.

Esta tabela demonstra exemplos de vários tipos de sistemas e diferentes marcas presentes no mercado disponíveis para o processo de têmpera em vácuo e como funciona os seus sistemas de arrefecimento.

2.2.2. Forno Utilizado

A empresa Ramada Aços contém um forno para realização de têmpera a vácuo com 4 000 Kg de capacidade. Este equipamento é um forno a vácuo horizontal com o sistema de arrefecimento por injetores com pressão interior até 15 bar (ver Figura 5).

Juntamente com a sua parede dupla o forno está equipado com um revestimento de grafite para aumentar a capacidade de isolamento. O equipamento tem um ventilador que faz circular o azoto na câmara de aquecimento, tornando o aquecimento mais uniforme e eficaz. No sistema de arrefecimento, o azoto quente é circulado pela parede traseira da câmara e é refrigerado por um permutador de calor. Depois de refrigerado é

injetado de volta na câmara através da abertura de uns *flaps*, que permitem a abertura e fecho da câmara quente (ver esquema da Figura 6).

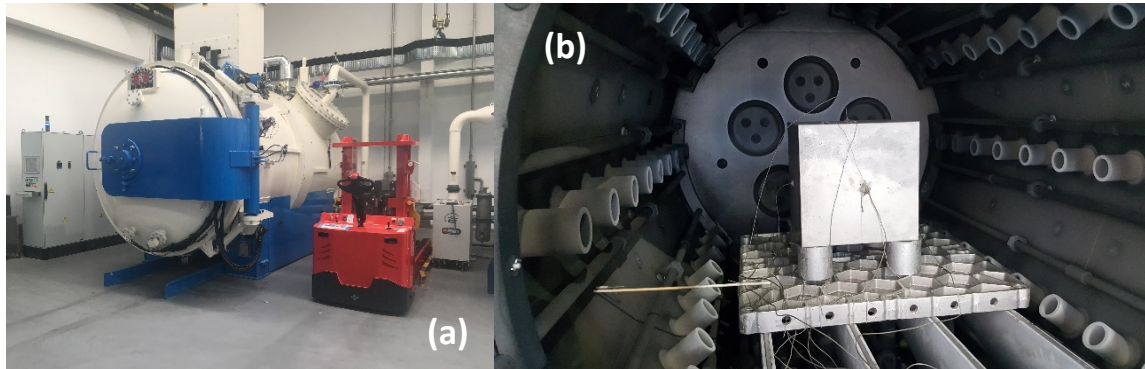


Figura 5- (a) Forno a vácuo horizontal da Ramada Aços e (b) Interior do forno a vácuo da Ramada Aços.

2.3. Balanço energético

Como se pode visualizar na Figura 6, inicialmente o azoto entra em contacto com as componentes a ser arrefecidas e de seguida é transferido para o permutador de calor para ser arrefecido pelo fluxo de água presente assim como uma determinada quantidade de azoto já refrigerado contido na secção exterior a camara de aquecimento. Desta forma existe a necessidade de saber quais os fluxos de calor transferidos ou as diferenças de temperatura inerentes à peça, ao azoto e a água.

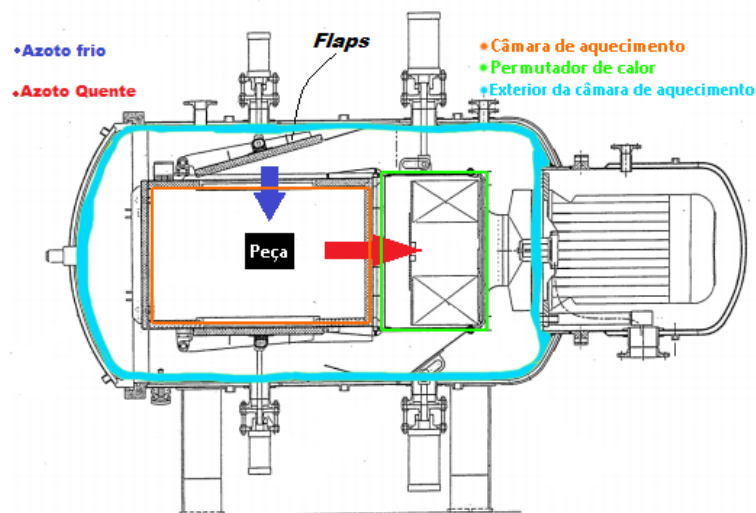
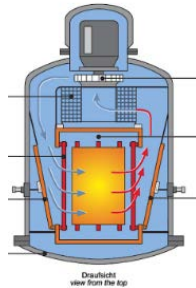
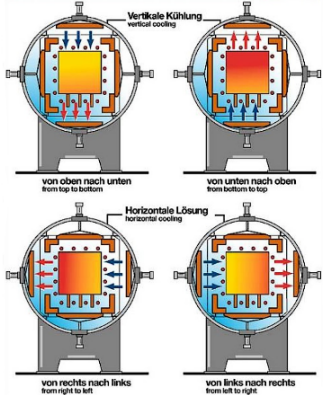
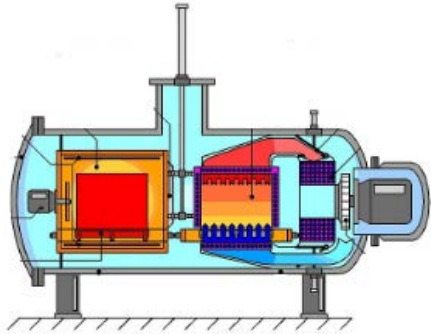



Figura 6- Esquema representativo da rotação do azoto no forno.

Tabela 5- Diferentes sistemas de arrefecimento presentes no mercado para fornos horizontais de têmpera em vácuo (Schmetz, 2017).

Caracterização	Ilustração
<p>Arrefecimento efetuado em uma direção, este sistema de arrefecimento pode ser efetuado através de um fluxo de gás em apenas uma direção, podendo estas ser da esquerda para a direita, de cima para baixo ou vice-versa.</p>	 <p>Draufsicht view from the top</p>
<p>Arrefecimento efetuado em duas direções (horizontal e vertical) alternando entre si, permitindo maior flexibilidade no arrefecimento da peça.</p>	 <p>Vertikale Kühlung vertical cooling</p> <p>von oben nach unten from top to bottom</p> <p>von unten nach oben from bottom to top</p> <p>Horizontale Kühlung horizontal cooling</p> <p>von rechts nach links from right to left</p> <p>von links nach rechts from left to right</p>
<p>Arrefecimento efetuado numa câmara de arrefecimento. Assim que o processo de aquecimento esteja efetuado a peça é movida juntamente com os termopares para uma câmara de arrefecimento onde se dará toda esta fase do processo.</p>	
<p>Arrefecimento efetuado através de bocais disposto por todo o perímetro da câmara de arrefecimento. Estes bocais podem estar a libertar gás em simultâneo ou sequencialmente.</p>	

Desta forma pode-se afirmar que este processo tem 4 volumes de controlo distintos. Um primeiro inerente à peça, um segundo inerente ao azoto no interior da camara de aquecimento, um terceiro inerente ao azoto presente no exterior da camara de aquecimento e por fim um quarto relativo ao permutador de calor.

Logo, o balanço energético inerente ao processo pode ser descrito pelo seguinte sistema de equações relativo a cada um dos volumes de controlo,

$$\begin{cases} \dot{Q}_{peça}^{in} - \dot{Q}_{peça}^{out} = \dot{Q}_{peça}^{stock} \\ \dot{Q}_{azoto\ interior}^{in} - \dot{Q}_{azoto\ interior}^{out} = \dot{Q}_{azoto\ interior}^{stock} \\ \dot{Q}_{azoto\ exterior}^{in} - \dot{Q}_{azoto\ exterior}^{out} = \dot{Q}_{azoto\ exterior}^{stock} \\ \dot{Q}_{água}^{in} - \dot{Q}_{água}^{out} = \dot{Q}_{água}^{stock} \end{cases} \quad (1)$$

A Tabela 6, tem presente as equações inerentes aos calores necessários para o desenvolvimento do balanço energético.

Tabela 6-Equações necessárias para desenvolvimento do balanço energético.

Calor inerente a:	Equação:
Calor armazenado pela peça	$\rho_{peça} V_{peça} c_{p_{peça}} \frac{dT_{peça}}{dt}$
Calor armazenado pelo azoto	$m_{N_2} \frac{dh_{N_2}}{dt}$
Calor armazenado pela água	$m_{H_2O} c_{p_{H_2O}} \frac{dT_{H_2O}}{dt}$
Calor perdido por convecção	$h_{conv} A_{sup} (T_{peça} - T_{fluido\ refrigerante})$

Sabendo que na fase de arrefecimento a peça não recebe qualquer calor, pode-se assumir que o calor de entrada na peça é igual a 0. O calor libertado pela peça é por convecção através do azoto e a energia de stock é igual ao calor armazenado pela peça, o balanço energético inerente á peça pode ser descrito por

$$\rho_{peça} V_{peça} c_{p_{peça}} \frac{dT_{peça}}{dt} = -h_{conv} A_{peça} (T_{peça} - T_{N_2\ int.}), \quad (2)$$

onde $\rho_{peça}$ é a densidade da peça, $V_{peça}$ é o volume da peça, $c_{p_{peça}}$ é o calor específico da peça a pressão constante, $\frac{dT_{peça}}{dt}$ é a variação de temperatura da peça com o tempo, h_{conv} é o coeficiente de convecção entre o azoto e a peça, $A_{peça}$ é a área de superfície

da peça, $T_{peça}$ é a temperatura inicial da peça e $T_{N_2 \text{ int.}}$ é a temperatura do azoto no interior da camara.

Relativamente à equação do azoto no interior da câmara de aquecimento, sabendo que existe um caudal de azoto refrigerado a entrar e azoto quente a sair com igual caudal mássico e ainda que este azoto recebe calor por convecção com a peça, pode ser descrita por

$$m_{N_2 \text{ int.}} \cdot \frac{dh_{\text{int}}}{dt} = \dot{m}_{N_2} \cdot (h_{\text{int}}^{\text{in}} - h_{\text{int}}^{\text{out}}) + h_{\text{conv}} \cdot A_{\text{peça}} \cdot (T_{\text{peça}} - T_{N_2 \text{ int.}}), \quad (3)$$

onde $m_{N_2 \text{ int.}}$ é massa de azoto presente na camara, $\frac{dh_{\text{int}}}{dt}$ é a variação de entalpia do azoto na camara com o tempo, \dot{m}_{N_2} é o caudal de entrada e saída do azoto, $h_{\text{int}}^{\text{in}}$ é a entalpia de entrada do azoto e $h_{\text{int}}^{\text{out}}$ é a entalpia de saída do azoto.

A equação de balanço relativa ao azoto no exterior da camara de aquecimento, sabendo que existe um caudal de azoto quente a entrar e um caudal de azoto refrigerado a sair de igual caudal mássico, assim como este azoto liberta calor para um permutador de calor onde circula água através de convecção assim como liberta para o exterior por condução com a parede do forno e de seguida por convecção, pode ser descrita por

$$m_{N_2 \text{ ext.}} \cdot \frac{dh_{\text{ext}}}{dt} = \dot{m}_{N_2} \cdot (h_{\text{int}}^{\text{in}} - h_{\text{int}}^{\text{out}}) - h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}} \cdot (T_{N_2}^{\text{ext}} - T_{H_2O}), \quad (4)$$

onde $m_{N_2 \text{ ext.}}$ é a massa de azoto no exterior da camara de aquecimento, $\frac{dh_{\text{ext}}}{dt}$ é a variação de entalpia do azoto no exterior da camara com o tempo, \dot{m}_{N_2} é o caudal de entrada e saída do azoto, $h_{\text{int}}^{\text{in}}$ é a entalpia de entrada do azoto, $h_{\text{int}}^{\text{out}}$ é a entalpia de saída do azoto h_{per} é o coeficiente de convecção do permutador de calor, A_{per} é a área de superfície do permutador de calor, $T_{N_2}^{\text{ext}}$ é a temperatura do azoto no exterior da camara de aquecimento e T_{H_2O} é a temperatura da água no permutador de calor.

O balanço energético da água sabendo, que existe, um caudal de água a entrar a uma determinada temperatura e um igual caudal de água a sair com uma temperatura diferente da de entrada e por fim que a água presente no permutador de calor recebe calor do azoto presente no exterior da camara de aquecimento, pode ser descrito por

$$m_{H_2O} \cdot c_p^{H_2O} \cdot \frac{dT_{H_2O}}{dt} = \dot{m}_{H_2O} \cdot (h_{H_2O}^{\text{in}} - h_{H_2O}^{\text{out}}) + h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}} \cdot (T_{N_2 \text{ ext}} - T_{H_2O}), \quad (5)$$

onde m_{H_2O} é a massa de água no permutador de calor, $c_p^{H_2O}$ é o calor específico da água a pressão constante, $\frac{dT_{H_2O}}{dt}$ é a variação de temperatura da água com o tempo, \dot{m}_{H_2O} é o caudal mássico de água que percorre o permutador, $h_{H_2O}^{\text{in}}$ é a entalpia de entrada da água e $h_{H_2O}^{\text{out}}$ é a entalpia de saída da água.

2.4. Vidar Superior

Como referido anteriormente, o material em estudo neste trabalho é o Vidar Superior, que é um material com boas características para moldes de fundição injetada de ligas leves.

O Vidar Superior é um aço ferramenta de liga de cromo-molibdénio-vanádio para trabalho a quente de composição não padronizada desenvolvida a partir da composição base do H11 Premium com vista a apresentar maior resistência à fadiga térmica por redução do teor em silício. É caracterizado por uma elevada resistência ao impacto e fadiga térmica, boa resistência a altas temperatura, excelente tenacidade e ductilidade em todas as direções, excelente capacidade de endurecimento e boa estabilidade dimensional durante o endurecimento, particularmente desenvolvido para injeção de ligas leves (UDDEHOLM, 2007).

A sua composição química está descrita na Tabela 7.

Tabela 7- Composição química do Vidar Superior (UDDEHOLM, 2007).

C	Si	Mn	Cr	Mo	V
0,36	0,30	0,30	5,00	1,30	0,50

Como a temperatura influencia as propriedades térmicas e mecânicas de um material, as suas propriedades serão diferentes com a evolução da temperatura. Estas propriedades podem ser visualizadas na Tabela 8.

Para que se obtenha a microestrutura pretendida através do tratamento térmico, a fase de arrefecimento é muito importante. Através da curva de arrefecimento selecionada criteriosamente é possível prever aproximadamente as propriedades e microestrutura pretendidas. Na Figura 7, pode-se visualizar o diagrama TAC do Vidar superior utilizado pelos engenheiros para prever o resultado pretendido.

Tabela 8- Propriedades do Vidar Superior (UDDEHOLM, 2007).

Temperatura	20 °C	200 °C	400 °C	600 °C
Densidade (kg/m ³)	7 800	7 750	7 700	7 600
Modulo de young (Mpa)	210 000	200 000	180 000	140 000
Coefficiente de expansão térmica	--	11,6x10 ⁻⁶	12,4x10 ⁻⁶	13,2x10 ⁻⁶
Condutividade térmica (W/m °C)	--	30	30	31

CCT GRAPH

Austenitizing temperature 1000°C (1832°F). Holding time 30 minutes.

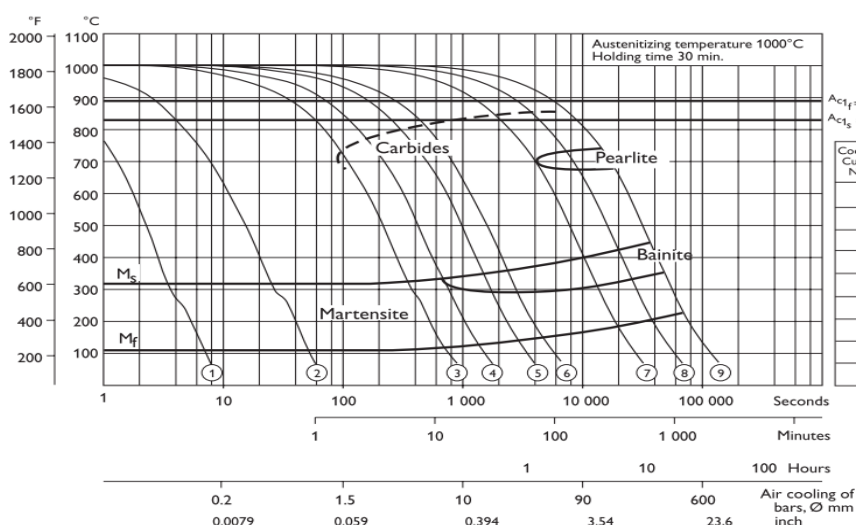


Figura 7- Diagrama TAC do Vidar Superior (UDDEHOLM, 2007).

2.5. Simulação numérica do processo de têmpera a vácuo

A simulação do processo de têmpera a vácuo não é um tema muito abordado e, conseqüentemente carece de informação recente. No entanto, as Tabela 9 e Tabela 10 listam os estudos realizados neste assunto e as conclusões de cada um deles.

Ao analisar as Tabelas 9 e 10 verifica-se que se utiliza uma variedade de softwares para o estudo de têmpera em vácuo. No estudo efetuado por Wang et al. (2008) são utilizados dois softwares: (i) um para avaliação do coeficiente e outro (ii) para o cálculo das propriedades térmicas e mecânicas do material. Ao analisar as conclusões retiradas por cada autor, pode-se dizer que os estudos realizados até ao momento conseguem representar de forma credível o comportamento térmico e mecânico das peças tratadas.

Estes estudos permitem perceber que uma das propriedades mais importantes para o sucesso da simulação é o coeficiente de transferência de calor por convecção. Também se verifica que com as propriedades do material a serem alteradas consoante o aumento da temperatura, os resultados da simulação são mais precisos e semelhantes aos valores adquiridos experimentalmente.

Outro tipo de estudo de interesse para a simulação da têmpera a vácuo é o cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção presente durante o processo. Existe essencialmente dois métodos para a realização deste tipo de estudo: (i) o numérico e (ii) o experimental. O primeiro consiste em modelar o processo através de um programa como o ANSYS CFX e o segundo consiste em ensaios experimentais levados a cabo com o intuito de calcular o coeficiente pretendido.

Tabela 9- Software, Materiais e regimes utilizados nos trabalhos realizados sobre simulação de têmpera a vácuo pelos diferentes autores.

Autor	Software	Material	Coeficiente de transferência de calor no arrefecimento
Elkatatny et al., 2003	ANSYS CFX-4	Aço H13 (<i>Orvar Supreme</i>)	Calculado através do programa
Thuvander, 2002	Abaqus	Aço H13 (<i>Orvar Supreme</i>) e Aço <i>Dievar</i>	Testados 3: 95 / 130 / 32.5 Wm ⁻² K ⁻¹
Wang et al., 2008	ANSYS FLUENT	Aço H13 (<i>Orvar Supreme</i>)	Calculado através do programa
Harrison et al., 2005	ANSYS FLUENT and SYSWELD	Aço SAE30300	Calculado através do programa

Um estudo realizado na universidade de Zagreb recorre a um método numérico, onde encontra discrepâncias do valor simulado com o experimental inferiores a 10 C. Neste estudo é utilizado o modelo presente na Figura 8. Através deste, a autora obteve os valores de coeficiente de transferência de calor por convecção representados na Figura 9, onde α_1 representa o coeficiente de convecção presente na face do fundo e α_2 a do topo. A queda que se verifica nos gráficos da Figura 9 deve-se   alteração de pressão no gás. A autora nos primeiros 900 segundos, impõe uma pressão de 6 bar e a partir dos 900 s de 3,2 bar (Singer, 2007).

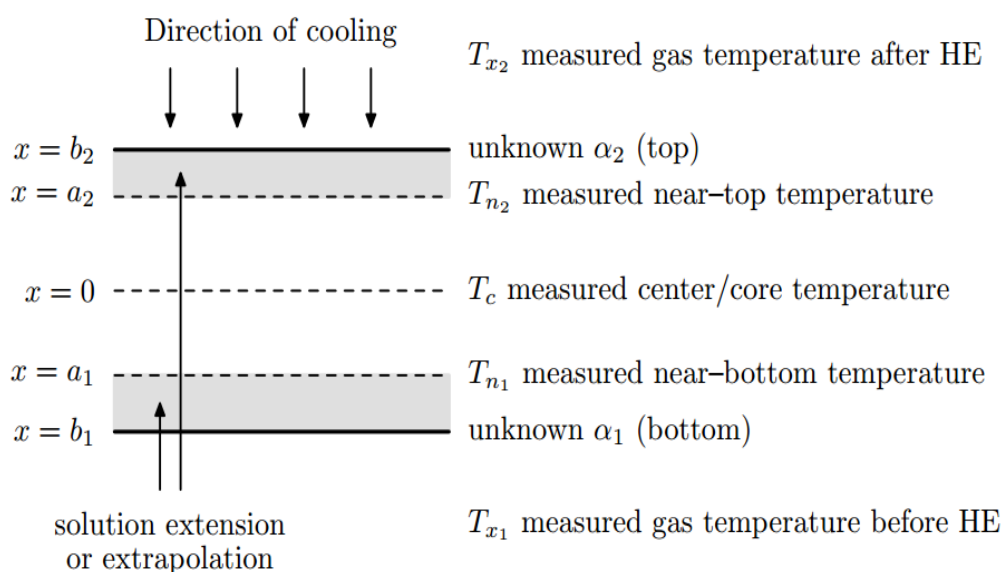


Figura 8- Esquema do modelo utilizado por Singer (2007).

Tabela 10- Modelos matemáticos, condições fronteira e conclusões retiradas pelos autores.

Autor	Modelos Matemáticos		Condições Fronteira e informações de relevância	Conclusões
Elkatatny et al., 2003		$\frac{\partial \rho K}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U k) - \nabla \cdot \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right) = P + G - \rho \varepsilon$	<p>Nas paredes adjacentes ao fluxo, velocidade, fluxo de calor e fluxo de outros escalares são iguais a 0; Nos bocais, a velocidade do azoto é constante.</p> <p>O gás é modelado com uma temperatura igual a 27°C, pressão de 1 bar e 50 ms⁻¹; A temperatura inicial é de 1030°C.</p> <ul style="list-style-type: none"> 	<p>O programa utilizado permite importantes previsões, tanto sobre o fluxo de gás na câmara quente como dos perfis de temperatura na peça;</p> <p>Resultados em regime transitório são coerentes com os experimentais e os simulados em regime estacionário;</p> <p>O regime estacionário permite resultados satisfatórios e além disso reduz os recursos e tempo de computação;</p> <p>Na matriz de grandes dimensões simulada, a oscilação de gás ou inversão do fluxo, tem pouco impacto nos gradientes térmicos da peça.</p>
	Turbulence Model:	<p>e</p> $\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \varepsilon) - \nabla \cdot \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right) =$ $(C_1 - C_{1RNG}) \frac{\varepsilon}{k} (P + C_3 \max(G, 0)) - C_2 \rho \frac{\varepsilon^2}{k}$		
Thuvander, 2002	Isothermal Transformation:	$f_i = f_i^{eq} (1 - e^{-bt^n})$	<p>É utilizado a equação de condução de calor com fontes de calor internas provenientes da transformação de fase;</p> <p>Utiliza-se condições fronteira que caracterizam o fluxo de calor para arrefecimento;</p> <p>O coeficiente de transferência de calor é independente da temperatura, e são usados coeficientes diferentes para as diferentes faces, dependendo da orientação do fluxo do gás;</p> <p>Utiliza-se um elemento constitutivo “Elastic-visco-Plastic” com endurecimento isotrópico;</p> <p>O revenido é modelado tendo em conta a resposta mecânica, devido a variação de volume;</p> <p>É assumido que o volume aumenta num passo só.</p>	<p>A distorção de ambos os materiais é coerente com o resultado experimental;</p> <p>Os materiais têm uma taxa de arrefecimento idêntica, porém a distorção no Orvar Supreme é superior à do Dievar;</p> <p>A dureza dos dois materiais é parecida, para uma espessura de 203 mm, sendo o Dievar arrefecido com uma pressão de 3 bar e o Orvar Supreme com 15 bar;</p> <p>A distorção do Orvar Supreme é sensivelmente duas vezes maior que a do Dievar, significando que para a mesma dureza a distorção é menor para o aço de maior endurecimento.</p>
	Transformation Rate:	$\frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{f_i}{f_i^{eq}} \right) =$ $nb^{\frac{1}{n}} \left[-\ln \left(\frac{f_i - f_i^{eq}}{f_i^{eq}} \right) \right]^{\frac{n-1}{n}} (f_i^{eq} - f_i)$		
Wang et al., 2008	Energy Equation for solid:	$\frac{\partial \rho H}{\partial t} - \nabla \cdot (\lambda \nabla T) = s_h$	<p>Assume-se que a velocidade do gás em cada tubo é constante;</p> <p>A temperatura do gás aumenta ao longo do tratamento;</p> <p>A pressão utilizada são 2 bar;</p> <p>Nas paredes adjacentes ao fluxo, velocidade, fluxo de calor e o fluxo de outros escalares é considerado 0;</p> <p>A carga, o tabuleiro de carga e os suportes são considerados sólidos de condução;</p> <p>O campo de temperatura inicial é uniforme e igual a 1050 °C.</p>	<p>Os resultados da simulação e experimentais são coerentes;</p> <p>As propriedades tanto do gás como do material, influenciam os resultados obtidos, sendo melhor altera-los consoante a temperatura.</p>
	Turbulence Model:	$\frac{\partial \rho K}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U k)$ $= \nabla \cdot \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right) + G_k + G_b - \rho \varepsilon$ <p>E</p> $\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \varepsilon) = \nabla \cdot \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right) + C_1 \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_3 G_b) - C_2 \rho \frac{\varepsilon^2}{k}$		
Harrison et al., 2005	Strain-Stress-Curve	$\varepsilon(T) = \frac{\sigma}{E(T)} + \left(\frac{\sigma}{K(T)} \right)^{\frac{1}{n}}$	<p>Foi utilizado o software FLUENT para o cálculo dos coeficientes de convecção e o SYSWELD para o comportamento mecânico e térmico da peça.</p>	<p>As curvas de arrefecimento obtidas na simulação estão coerentes com as experimentais;</p> <p>O modelo isotrópico descreve melhor as tensões residuais que o cinemático, porém o cinemático resulta melhor para as distorções.</p>
	Plastic Strain	$\sigma_0 \approx R_{P0.005}$ $=$ $K(T) \cdot (5 \cdot 10^{-5})^{0.0798}$		

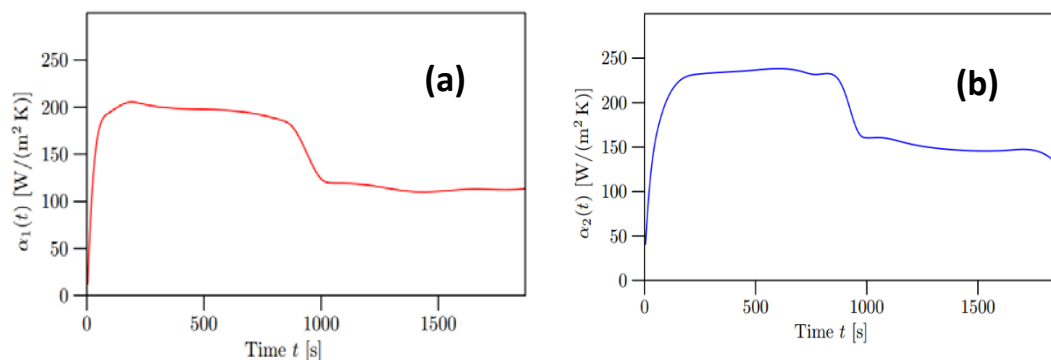


Figura 9- Resultados obtidos por Singer (2007) para (a) face do topo e (b) face do fundo.

A fim de comparar os gases utilizados no processo de têmpera a vácuo, Lin (2007) também apresenta um gráfico onde se pode verificar os coeficientes de transferência de calor para diferentes gases e pressões com a velocidade do gás igual a 15 m/s e para uma temperatura de 500°C. O gráfico pode ser visualizado na Figura 10.

Yuan Lu (2015) apresenta na sua tese de mestrado um método de cálculo do coeficiente de transferência de calor através do modelo de têmpera de Grossman, como pode ser visualizado na Figura 11. Através do programa *Abaqus* o autor utiliza o método de cálculo representado na Figura 12, para obter o valor do coeficiente pretendido.

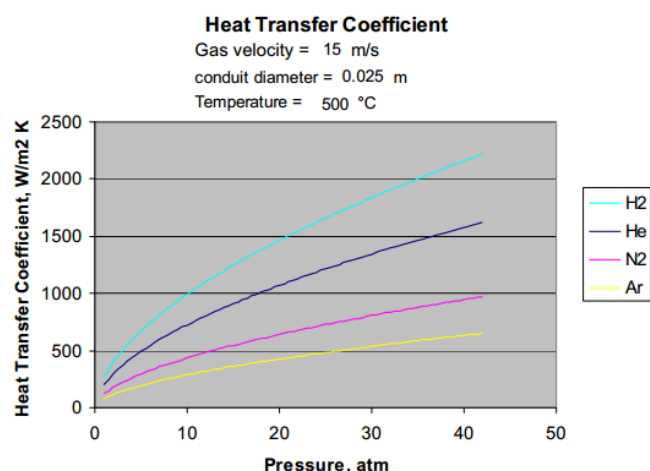


Figura 10- Gráfico com a variação do coeficiente convecção para diferentes gases e pressões (Lin, 2007).

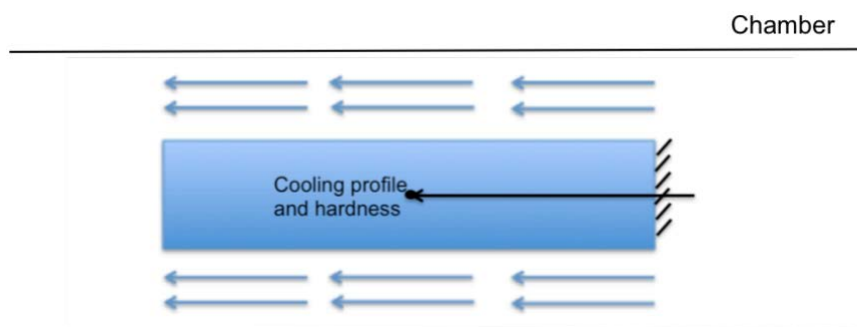


Figura 11- Esboço do modelo de têmpera de Grossman (Yuan Lu, 2015).

Num artigo providenciado pela Seco/Warwick SA sobre fornos a vácuo é demonstrado a variação de coeficientes de transferência de calor tendo em conta as dimensões da zona quente, assim como a pressão do fluido operante no arrefecimento. A Tabela 11 mostra os valores do coeficiente de transferência de calor providenciados pela Seco/Warwick SA.

Tabela 11- Valores de coeficientes de transferência de calor para diferentes tamanhos de forno, pressão e fluido operante (Kowalewski, Korecki, & Olejnik, 2008).

Furnance size	Oil	Heat transfer coefficient, W/m ² K		
		15-bar Nitrogen	25-bar helium	25-bar hydrogen
Oil bath	1,200 - 1,500	--	--	--
16x16x24	--	650	1,500	2,000
24x14x36	--	550	1,250	1,650
36x32x48	--	500	1,150	1,500

Step		Parameters
1)	Specify gas type, chamber pressure, and gas temperature inside chamber	Gas MW P_{gas} (Pa) T_{gas} (K)
2)	Determine gas compressibility and density @ (T_{gas} , P_{gas})	$Z = F(T_{gas}, P_{gas})$ $\rho = P/ZRT$ (kg/m ³)
3)	Determine gas properties @ (T_{gas} , P_{gas}) (Based on gas tables or empirical curves for properties: $F(T,P)$)	Dynamic viscosity, μ (kg/m-s) Thermal Conductivity, k (W/m-K) Gas Specific Heat, C_p (J/kg-K)
4)	Calculate Prandtl Number (Pr)	$Pr = (\mu \cdot C_p / k)$
5)	Specify characteristic length (part diameter) circulating gas velocity (fan power)	L (m) V (m/s)
6)	Calculate Reynolds Number (Re_L)	$Re_L = (\rho V L / \mu)$
Step		Parameters
7)	Calculate Nusselt Number (Nu_L) = $0.0296(Re_L)^{4/5} \cdot (Pr)^{1/3}$ (turbulent flow, $0.6 < Pr$)	$(Nu_L) = hL/k_{gas}$
8)	Calculate convective heat transfer coefficient from (Nu_L) calculated in Step (7). (T_{gas} is held constant as first approximation; therefore, h is NOT a function of T_{load}). T_{gas} is a weak function of T_{load} since T_{gas} increases during initial quench period, but is cooled by chamber heat exchangers through the quench process and as T_{load} drops during quenching)	$h = Nu_L \cdot k_{gas} / L = (W/m^2 \cdot K)$
9)	Calculate load surface heat flux, q'' at decreasing T_{load} points. (q'' is a function of heat transfer coefficient, T_{load} and T_{gas})	$q'' = h(T_{load} - T_{gas}) = (W/m^2)$
10)	Compare q'' for different gases, P_{gas} , T_{gas} , and V	

Figura 12- Método de cálculo utilizado por Yuan Lu (2015).

3. Modelação e Metodologia

Devido à complexidade e dependência das variáveis impostas num tratamento térmico, a fim de realizar as simulações pretendidas de forma a obter previsões das tensões, curvas de arrefecimento e deformações da peça, existe a necessidade de utilizar uma ferramenta de cálculo numérico iterativo.

3.1. Abaqus

O *Abaqus* é uma ferramenta cálculo numérico iterativo que oferece soluções poderosas e completas para problemas de engenharia recorrentes na indústria. Através deste programa é possível simular impactos, vibrações dinâmicas, acoplamentos térmicos e, até mesmo, acoplamento acústico-estrutural. Várias entidades da indústria recorrem a esta ferramenta para consolidar os seus processos, reduzir custos e ineficiências e ganhar competitividade (Dassault Systèmes, 2017b).

Este software dispõe de quatro componentes distintas sendo estas a *Abaqus/CAE*, *Abaqus/Standard*, *Abaqus/Explicit* e por fim a *Abaqus/Viewer*. O *Abaqus/CAE* é um ambiente completo do *Abaqus*, que fornece uma interface simples e consistente para criar, submeter, monitorar e avaliar os resultados das simulações. Esta componente do software é dividida em módulos, onde cada módulo define um aspeto lógico do processo de modelação. As componentes de análise *Abaqus/Standard* e *Abaqus/Explicit* recebem um ficheiro criado pelo *Abaqus/CAE* com os parâmetros da modelação e executam os cálculos necessários, emitindo também os resultados. Os resultados obtidos pela componente anterior podem ser visualizados no *Abaqus/Viewer* (Dassault Systèmes, 2017a).

3.2. Elementos

O Abaqus contém vários formatos de elemento disponíveis: elementos unidimensionais, bidimensionais e tridimensionais. A Figura 13 mostra todos os formatos de elemento disponíveis (Dassault Systèmes, 2017a).

Como o modelo utilizado é tridimensional, apenas os tridimensionais são de interesse, nomeadamente os elementos tetraédricos, prismas triangulares e hexaédricos.

No Abaqus, os elementos têm nomenclaturas diferentes dependendo do tipo de cálculo pretendido e de algumas variáveis, como por exemplo, o método de integração e forma do elemento.

Como as análises efetuadas são de transferência de calor ou um acoplamento termomecânico, apenas os elementos designados para este tipo de análise são relevantes para o projeto.

A Tabela 12 contém todos os elementos disponíveis para o tipo de análises citado, assim como uma breve descrição de cada um deles.

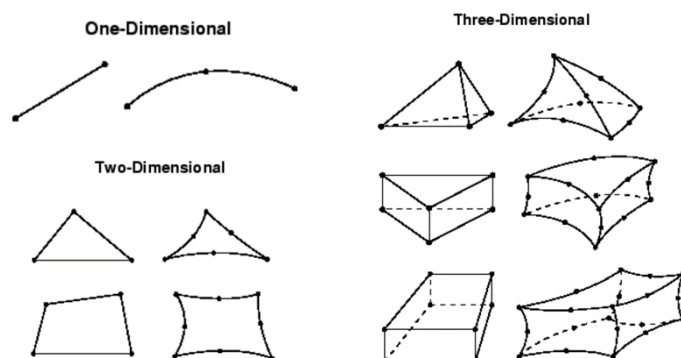


Figura 13- Elementos disponíveis para utilização no software Abaqus (Dassault Systèmes, 2017a).

Através da Tabela 12, é possível selecionar o elemento que melhor se adequa às simulações pretendidas.

Embora se tratem de modelos numéricos distintos, nomeadamente um cubo e um molde, os elementos utilizados em ambos os casos foram os mesmos.

Os elementos utilizados foram o DC3D8 e o C3D8T, que são elementos hexaédricos de transferência de calor e de acoplamento termomecânico. No caso do molde existiu a necessidade de particionar a peça de forma a ser possível utilizar este formato de elemento.

3.3. Modelos desenvolvidos

De forma a perceber se é possível simular um processo de tempera a vácuo através do software *Abaqus*, procede-se a 4 simulações distintas.

O primeiro modelo consiste no cubo representado na Figura 5, e tem dimensões $0,4 \times 0,4 \text{ m}^2$ e foi experimentalmente testado pela Ramada Aços. A empresa forneceu os resultados de temperatura obtidos nas experiências realizadas. Os valores permitiram a validação dos resultados simulados. Este cubo é modelado em duas análises distintas: uma análise puramente térmica onde se obtém as curvas de arrefecimento o mais próximo possível das curvas experimentais e uma análise termomecânica, que consiste na modelação acoplada entre transferência de calor e deslocamento com o intuito de prever tensões e deformações que possam ocorrer na peça.

Após o desenvolvimento do modelo do cubo, passou-se à modelação de uma peça mais complexa, fornecida pela mesma empresa, de forma a visualizar se é possível simular com sucesso o arrefecimento de uma peça complexa. O desenho CAD da peça fornecida pela empresa pode ser visualizado na Figura 14. Devido à elevada

complexidade da peça em questão, procede-se a uma simplificação da peça tendo por base o trabalho do Maia (2013). Esta simplificação está presente na Figura 15.

Tabela 12-Designação e características dos elementos disponíveis no *Abaqus* para análises de transferência de calor e acoplamentos entre temperatura e deslocamento (Dassault Systèmes, 2017a).

Acoplamento entre deslocamento e transferência de calor	
Designação do elemento	Descrição
C3D4T	4-node linear displacement and temperature
C3D6T^(S)	6-node linear displacement and temperature
C3D6T^(E)	6-node linear displacement and temperature, reduced integration with hourglass control
C3D8T	8-node trilinear displacement and temperature
C3D8HT^(S)	8-node trilinear displacement and temperature, hybrid with constant pressure
C3D8RT	8-node trilinear displacement and temperature, reduced integration with hourglass control
C3D8RHT^(S)	8-node trilinear displacement and temperature, reduced integration with hourglass control, hybrid with constant pressure
C3D10MT	10-node modified displacement and temperature tetrahedron, with hourglass control
C3D10MHT^(S)	10-node modified displacement and temperature tetrahedron, with hourglass control, hybrid with linear pressure
C3D20T^(S)	20-node triquadratic displacement, trilinear temperature
C3D20HT^(S)	20-node triquadratic displacement, trilinear temperature, hybrid with linear pressure
C3D20RT^(S)	20-node triquadratic displacement, trilinear temperature, reduced integration
C3D20RHT^(S)	20-node triquadratic displacement, trilinear temperature, reduced integration, hybrid with linear pressure
Transferência de calor	
Designação do elemento	Descrição
DC3D4(S)	4-node linear tetrahedron
DC3D6(S)	6-node linear triangular prism
DC3D8(S)	8-node linear brick
DC3D10(S)	10-node quadratic tetrahedron
DC3D15(S)	15-node quadratic triangular prism
DC3D20(S)	20-node quadratic brick

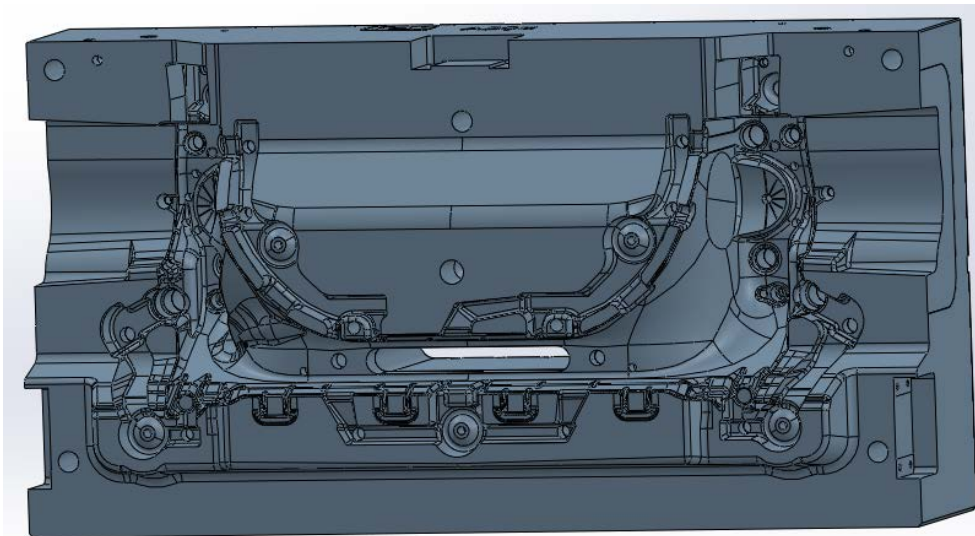


Figura 14- Peça original disponibilizada pela empresa Ramada Aços.

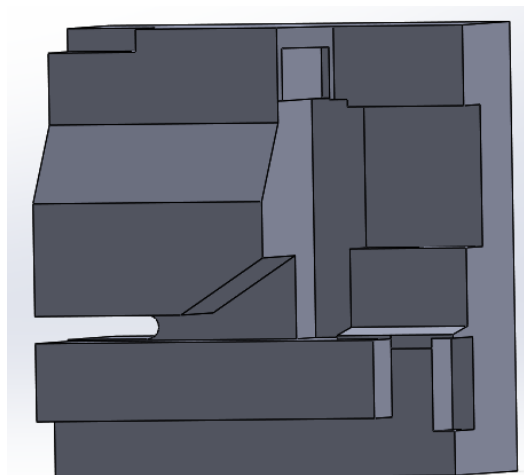


Figura 15- Peça Simplificada tendo por base a simplificação efetuada por Maia (2013).

3.4. Condições fronteira

Para uma simulação realista, é necessário ponderar todas as condições fronteira inerentes ao tratamento térmico, desde o apoio utilizado na peça, pressão a que esta está sujeita e os respetivos coeficientes convectivos.

Tendo por base o ensaio realizado pela Ramada, onde um cubo de Vidar Superior com 0,4 m de aresta é tratado e monitorizado por termopares que permitem obter valores de temperatura da peça com erros de no máximo 2,2°C, verifica-se que o aquecimento da peça é aproximadamente uniforme, porém o arrefecimento da peça é bem distinto de face para face. A Figura 16 mostra a variação de temperatura durante todo o processo para as diferentes faces do cubo, assim como o do seu núcleo no ensaio realizado na empresa Ramada Aços.

A Figura 17, mostra a variação de temperatura registrada no ensaio realizado pela empresa. Porém nesta figura apenas estão contempladas as curvas na fase de arrefecimento.

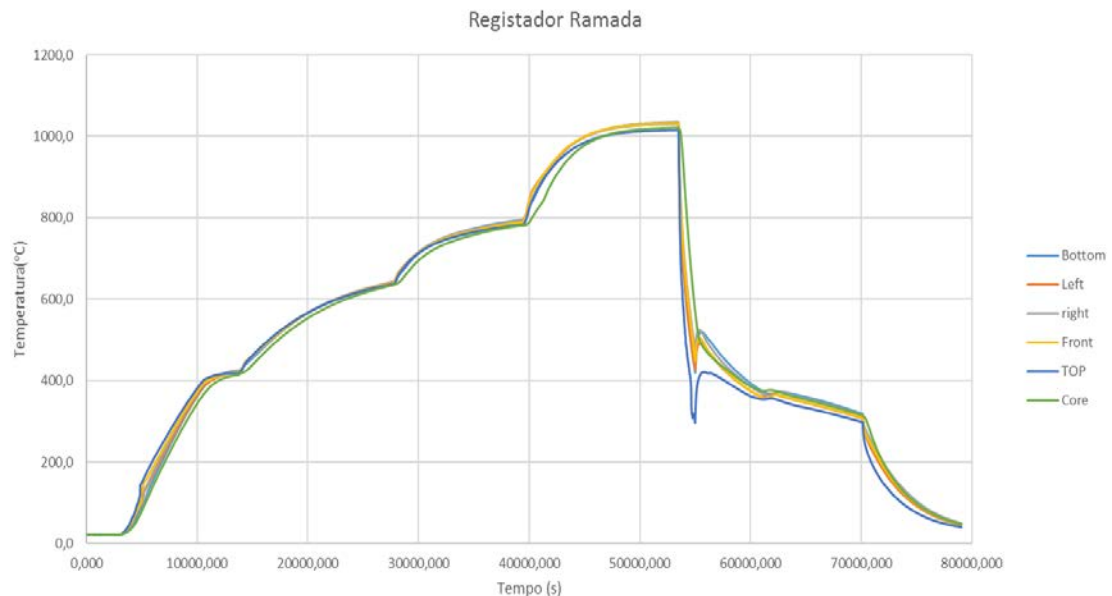


Figura 17- Resultados experimentais obtidos pela Ramada Aços durante todo o processo de tratamento térmico.

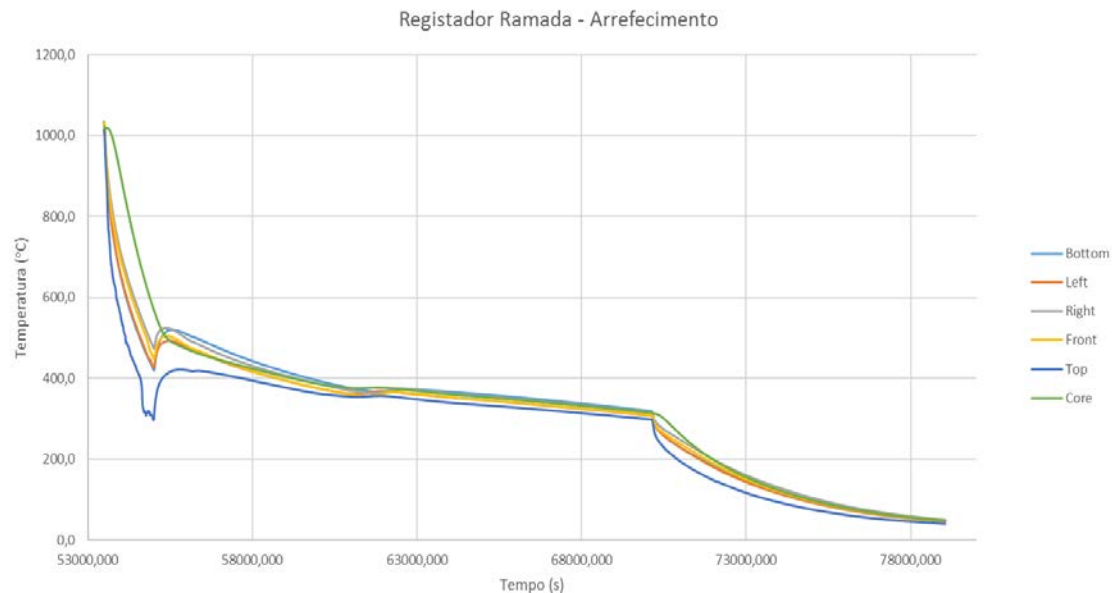


Figura 16- Resultados experimentais obtidos pela Ramada Aços para a fase de arrefecimento.

Para a simulação de transferência de calor do arrefecimento, ao visualizar a Figura 17, é possível concluir que cada face está sujeita a coeficientes convectivos diferentes. Pois a peça está sujeita a diferentes tipos de escoamento em cada face.

A face do topo irá conter o coeficiente mais elevado pois trata-se da face com um arrefecimento mais rápido, enquanto a face da direita é a face com o arrefecimento mais lento e, conseqüentemente, com o coeficiente convectivo mais baixo.

A Figura 18, mostra a base de apoio para as bases de apoio das peças do forno da Ramada, assim como, um exemplo de um apoio para peças. Ao visualizar a figura é possível afirmar que a peça é simplesmente apoiada sobre a base.

A fim de realizar as simulações termomecânicas para previsão das distorções impostas a peça assim como as tensões a que esta está sujeita, recorre-se ao trabalho do Maia (2013), no âmbito da otimização da fase de aquecimento deste processo de têmpera. Maia (2013) utiliza na fase de aquecimento radiação e convecção. Na Tabela 13 é possível visualizar os parâmetros de melhor ajustamento utilizados pelo autor citado.

Tabela 13-Parâmetros utilizados para a simulação da fase de aquecimento do processo de têmpera realizado por Maia (2013).

Parâmetros da fase de aquecimento	
$h_{\text{frontal}} [\text{W}/\text{m}^2\text{K}]$	26
$h_{\text{lateral}} [\text{W}/\text{m}^2\text{K}]$	5
$(\epsilon_{\text{médio}} ; \epsilon) (15^{\circ}\text{C} - 650^{\circ}\text{C})$	0,23;0,20
$(\epsilon_{\text{médio}} ; \epsilon) (650^{\circ}\text{C} - 750^{\circ}\text{C})$	0,26;0,23
$(\epsilon_{\text{médio}} ; \epsilon) (750^{\circ}\text{C} - 850^{\circ}\text{C})$	0,27;0,23
$(\epsilon_{\text{médio}} ; \epsilon) (850^{\circ}\text{C} - 1030^{\circ}\text{C})$	0,50;0,46

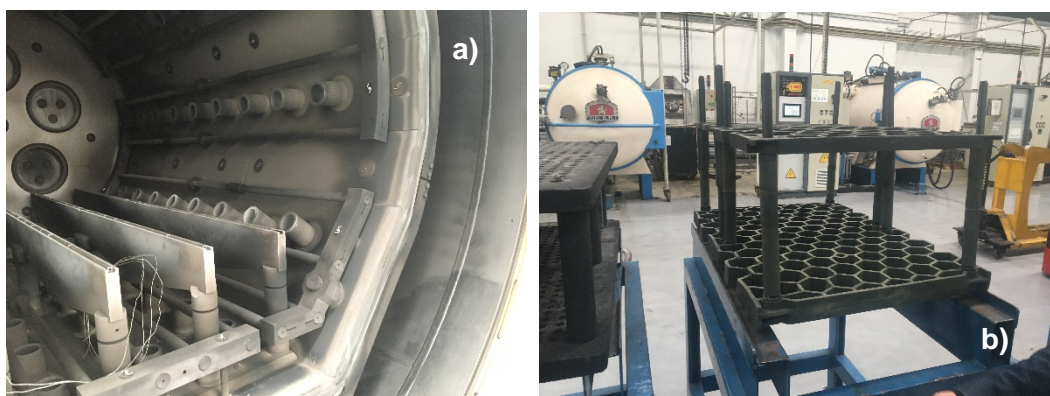


Figura 18-a) Apoio para apoios para peças do forno da Ramada b) apoio para peças.

Como referido anteriormente, cada face contém um coeficiente de transferência de calor por convecção diferente. Deste modo, para determinar um valor médio de convecção da peça, recorre-se ao balanço térmico e, de seguida, a um ajuste de curva obtida por este de forma a obter o coeficiente de convecção que melhor define a curva

de temperatura média da peça. Para se obter um valor para este coeficiente em cada face, recorre-se a uma modelação de transferência de calor no *Abaqus* e itera-se o valor de coeficiente de convecção de todas as faces de modo a obter a curva que mais se assemelha aos resultados experimentais para cada face.

3.4.1. Determinação dos coeficientes de convecção no arrefecimento

A fim de determinar os coeficientes de convecção inerentes ao arrefecimento neste processo de têmpera, recorre-se a dois métodos. I: utiliza-se o balanço térmico e, desta forma, é possível obter um coeficiente médio. Considera-se que a condutividade térmica é infinita e a convecção é igual em todas as faces. II: recorrendo ao programa *Abaqus*, onde se utiliza um método de calibração tentativa erro partindo do valor de referência anterior, obtendo assim os coeficientes de cada face mais próximos aos experimentais.

Como referido anteriormente o balanço pode ser descrito pela Equação 1 e aprofundado pelas Equações 2, 3, 4 e 5. Estas equações descrevem todo o processo de têmpera em vácuo para o forno em questão. Através destas equações é possível delinear a evolução da temperatura presente no processo (temperatura da peça, temperatura do azoto no interior da camara de aquecimento, temperatura de azoto no exterior da camara de aquecimento e temperatura final da água).

De forma a obter as variações de temperatura pretendidas com o tempo, existe a necessidade de integrar as equações anteriormente citadas e reorganizá-las.

A primeira equação é relativa à peça. Utilizando o método da capacitância global, a equação resulta:

$$T_{peça}^{i+1} = e^{\frac{h_{conv} \cdot A_{peça}}{\rho_{peça} \cdot V_{peça} \cdot c_{peça}} \Delta t} \cdot (T_{peça}^i - T_{N_2int}) + T_{N_2int} \quad (6)$$

Para integrar a Equação 3, sabendo que $h_{int} = aT_{N_2int} + b$, $h_{int}^{in} = h_{ext}$ e $h_{int}^{out} = h_{int}$, onde h_{int} é a entalpia do azoto interior, a é o declive da reta utilizado para simplificação da variação de entalpia do azoto e b é a sua ordenada na origem, obtém-se,

$$\int_{h_{int}^i}^{h_{int}^{i+1}} \frac{m_{N_2int}}{m_{N_2} \cdot (h_{ext} - h_{int}) + h_{conv} \cdot A_{peça} \cdot \left(T_{peça} - \left(\frac{h_{int} - b}{a} \right) \right)} dh_{int} = \int_0^t dt \quad (7)$$

com a integração desta equação realizada realizado o rearranjo, obtém-se a Equação 10, disponível no anexo A1.

Na Equação 4, sabendo que $T_{N_2ext} = \frac{h_{ext} - b}{a}$, $h_{ext}^{in} = h_{int}$ e $h_{ext}^{out} = h_{ext}$, obtém-se,

$$\int_{h_{ext}^i}^{h_{ext}^{i+1}} \frac{m_{N_2 ext}}{\dot{m}_{N_2} \cdot (h_{int} - h_{ext}) - h_{per} \cdot A_{per} \cdot \left(\frac{h_{ext} - b}{a} - T_{H_2O} \right)} dh_{int} = \int_0^t dt \quad (8)$$

que ao ser integrada e rearranjada permite obter a equação presente no anexo A1.

Em relação à equação relativa ao permutador de calor (Equação 5), sabendo que $h_{H_2O}^{in} = a_2 \cdot T_{H_2O}^{in} + b_2$, $h_{H_2O}^{out} = a_2 \cdot T_{H_2O}^{out} + b_2$, onde a_2 é o declive da reta relativa à variação de entalpia da água tal como do azoto e b_2 é a ordenada na origem desta mesma reta, obtém-se,

$$\int_{T_{H_2O}^i}^{T_{H_2O}^{i+1}} \frac{m_{H_2O} \cdot c_p^{H_2O}}{\dot{m}_{H_2O} \cdot (a_2 \cdot (T_{H_2O}^{in} - T_{H_2O})) + h_{per} \cdot A_{per} \cdot (T_{N_2 ext} - T_{H_2O})} dT_{H_2O} = \int_0^t dt \quad (9)$$

que a ser integrada e rearranjada permite obter a Equação 12 presente no anexo A1.

Na Tabela 14 estão os valores utilizados nas equações para obtenção da curva mais próxima da experimental. Os valores assinalados a verde são calibrados de forma a obter o menor valor possível de erro. O erro da calibração minimizado é o seguinte:

$$Erro = \sum_{i=1}^n (T^{real\ peça} - T_{peça}^i)^2 + \sum_{i=1}^n (T^{real\ N_2 int} - T_{N_2 int}^i)^2 \quad (13)$$

onde, $T^{real\ peça}$ é a temperatura obtida experimentalmente relativa à peça para o tempo i , $T_{peça}^i$ é a temperatura calculada através das equações anteriores para o tempo i , $T^{real\ N_2 int}$ é a temperatura obtida no registador relativa ao azoto no interior da camara de aquecimento para o tempo i e $T_{N_2 int}^i$ é a temperatura calculada para a água para o tempo i . Estes valores podem ser vistos na Figura 19.

Este processo apenas foi efectuado na fase inicial de arrefecimento, ou seja, nos primeiros 1500 s do arrefecimento. Pois é nesta fase que o arrefecimento contém o maior gradiente, sendo então nesta fase que grande parte das propriedades finais da peça são definidas.

A Figura 19 contém a evolução média de temperatura obtida através do balanço e a dos resultados experimentais.

Como é possível visualizar na Tabela, o coeficiente médio de convecção da peça com o azoto à pressão de 4 bar por este método é 216 W/m²K e o coeficiente de convecção relativo ao contacto entre o azoto exterior e o permutador de calor é 6 W/m²K, tendo em conta as propriedades arbitradas presentes nesta mesma tabela.

Tabela 14- Propriedades utilizadas e obtidas no ajustamento de curva realizado.

Propriedades da peça	
Densidade da peça (Kg/m ³)	7800
Volume da peça (m ³)	0,064
Calor específico (J/Kg°C)	550
Área de superfície (m ²)	0,96
Temperatura inicial (°C)	1027
Propriedades do azoto	
Massa de azoto total (Kg)	92
Massa de azoto interior (Kg)	54
Massa de azoto exterior (Kg)	38
Calor específico (J/Kg°C)	1035
Temperatura inicial azoto interior (°C)	1038
Caudal de azoto (Kg/s)	1
Temperatura inicial azoto exterior (°C)	40
a	17166,7
Propriedades da água	
Massa de água (Kg)	100
Caudal de água (Kg/s)	25
Temperatura inicial (°C)	20
a2	4185
Propriedades relativas à transferência de calor	
Coeficiente de convecção da peça (W/m ² K)	216,518
Coeficiente de convecção do permutador (W/m ² K)	6,007
Valor de erro calculado	727485,2

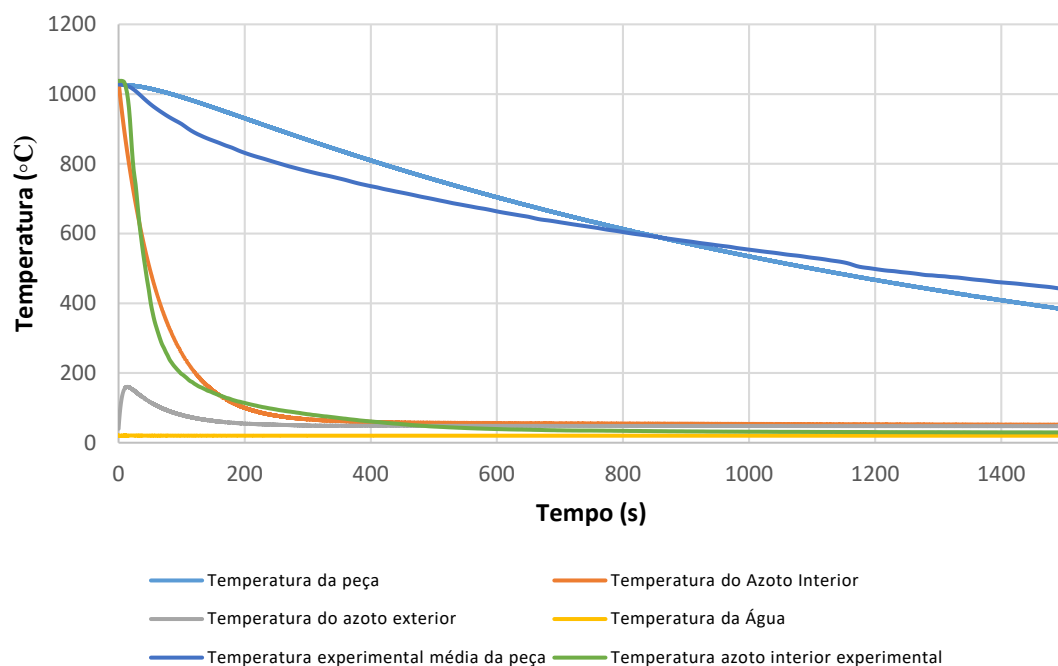


Figura 19- Resultado gráfico do ajustamento de curva realizado.

Pode-se então perceber que através deste método se obteve valores próximos aos obtidos por um dos autores citados no capítulo 2, que obteve um valor para esta fase de arrefecimento na ordem dos 200 W/m²K.

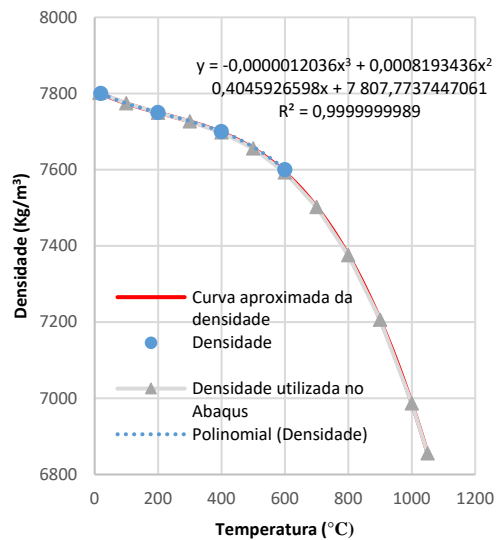
Para o segundo método existe a necessidade de modelar o arrefecimento do cubo por convecção, com propriedades do material variáveis com a temperatura.

A variação das propriedades do material com a temperatura pode ser visualizada na Tabela 8, obtendo assim a Figura 20, onde é possível visualizar os valores utilizados para traçar a linha de tendência, a equação da linha de tendência assim como a sua curva, os valores utilizados para interpolação no *Abaqus*.

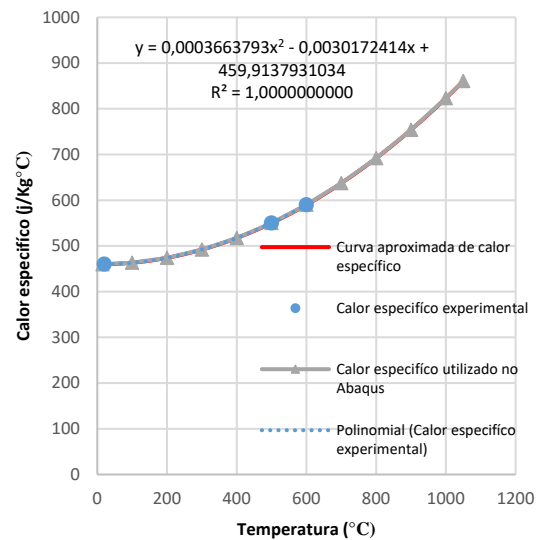
Como se trata de uma simulação apenas térmica utilizam-se dois steps de transferência de calor: um onde apenas é efetuado o aquecimento da peça para 1030 °C, e um segundo step onde é realizado o arrefecimento através de convecção. Este tipo de arrefecimento é realizado através de uma *Interaction Surface Film Condition*. As propriedades necessárias para este arrefecimento são o coeficiente de convecção e a temperatura do reservatório. O coeficiente de convecção para cada face é diferente, porém a temperatura do reservatório é igual para todas as faces.

A temperatura do gás dentro da camara de aquecimento foi registada experimentalmente pela Ramada para todo o processo. A evolução desta temperatura pode ser visualizada na Figura 21. Através destas figuras é possível definir a temperatura do reservatório ao longo do processo. Nesta simulação, como apenas se irá recorrer à simulação do arrefecimento, utiliza-se a Figura 22, onde estão demonstrados os valores utilizados no *Abaqus*, assim como as interpolações que o programa utiliza para definir esta variação de temperatura.

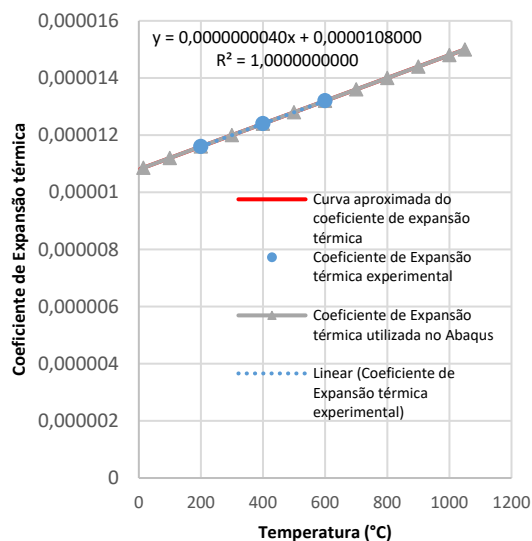
Com todas as propriedades necessárias para uma simulação de transferência de calor definidas e com as temperaturas do reservatório definidas para o arrefecimento, toma-se o valor de referência de 200 W/m²K para o coeficiente de convecção para iniciar as iterações no *Abaqus*. Este valor foi definido tendo em conta os valores obtidos anteriormente e por Singer (2007).



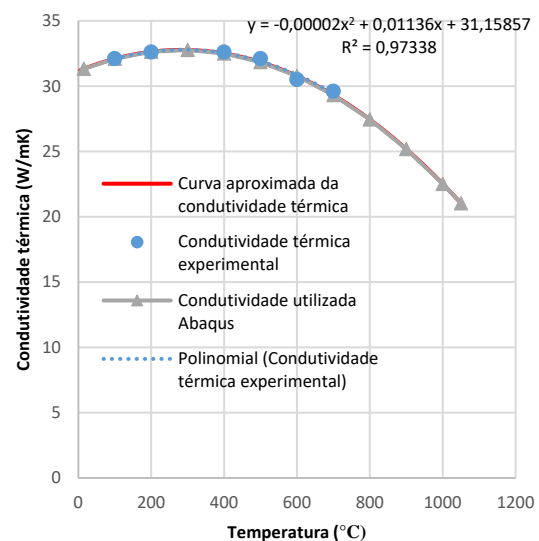
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 20- Evolução da (a) densidade (b) calor específico (c) coeficiente de expansão térmica e (d) condutividade térmica com a temperatura. (MatWeb, 2017)

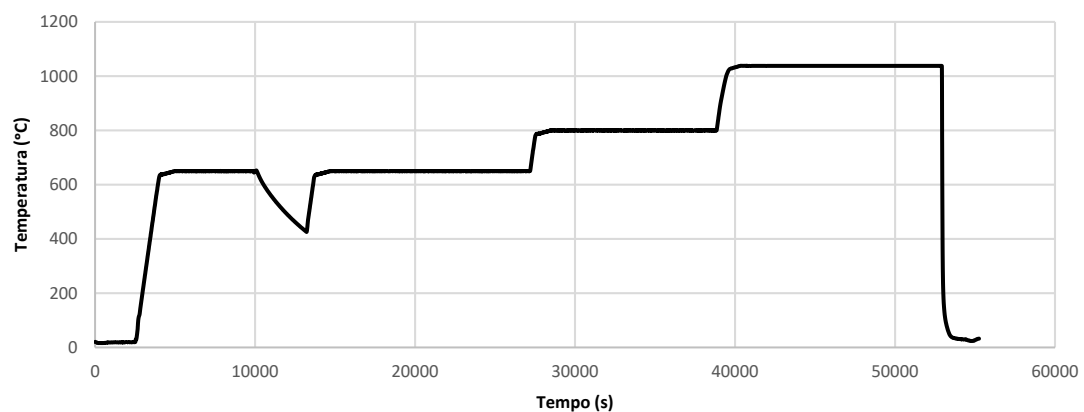


Figura 21- Evolução da temperatura do gás durante todo o processo de têmpera.

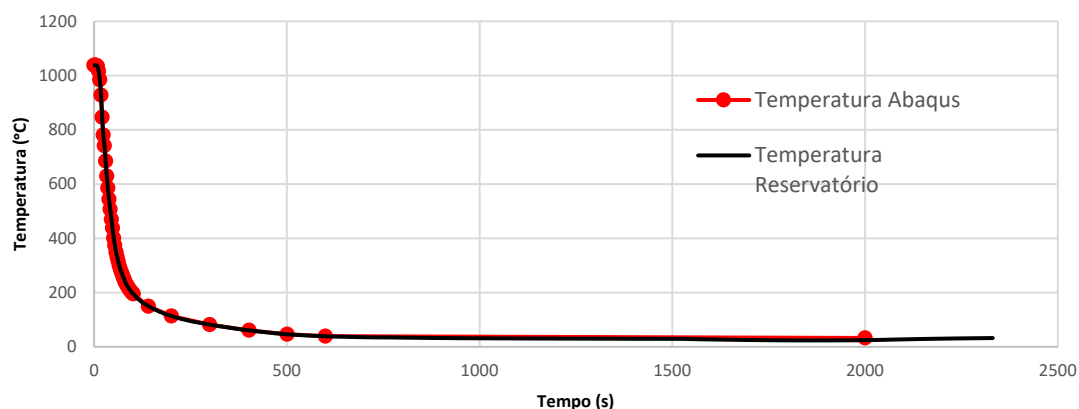


Figura 22- Evolução da temperatura do gás na fase de arrefecimento e valores utilizados no *Abaqus* para definir a temperatura do reservatório.

O primeiro *Step*¹ a realizar na modelação do cubo de 0,4x0,4 m², trata-se do aquecimento para a temperatura inicial de têmpera. Este *Step* contempla apenas a condição fronteira de temperatura igual a 1030°C e um *Time period*² muito baixo, para que este aumento de temperatura seja quase instantâneo (1x10⁵ s).

O segundo *Step* contém uma *Interaction Surface Film Condition*³ para cada face com o coeficiente de convecção igual a 200 W/m²K e a evolução da temperatura forno ao longo do tempo, como representada na Figura 22.

As malhas utilizadas foram seleccionadas tendo por base um baixo tempo de computação com resultados próximos dos experimentais. Neste caso foi utilizada uma malha hexaédrica 12x12.

Na Figura 23 pode-se visualizar todas as iterações realizada. Verifica-se que o resultado obtido é próximo do experimental, porém, a face traseira apresenta alguma discrepância ao longo de todas as iterações. Os injetores são paralelos a esta face e é atrás desta que a exaustão é realizada, criando assim uma área de escoamento complexo, tornando o coeficiente de convecção inconstante ao longo do tempo. Esta variação pode ser visualizada através dos registos de temperatura obtidos experimentalmente. Nestes, é possível ver grandes oscilações e um decréscimo de temperatura irregular. Deste modo, optou-se por um valor médio para o coeficiente de convecção.

A face do topo também é uma face onde se verifica alguma inconsistência pois os valores experimentais permitem visualizar que o arrefecimento não é regular, porém

¹ Cada *Step* é uma etapa do procedimento numérico.

² Tempo de *Step* introduzido no programa *Abaqus*.

³ Interação que permite aplicação de convecção no programa *Abaqus*.

através da simulação, pode-se visualizar que é possível com um coeficiente de convecção regular, traçar uma curva muito próxima da registrada.

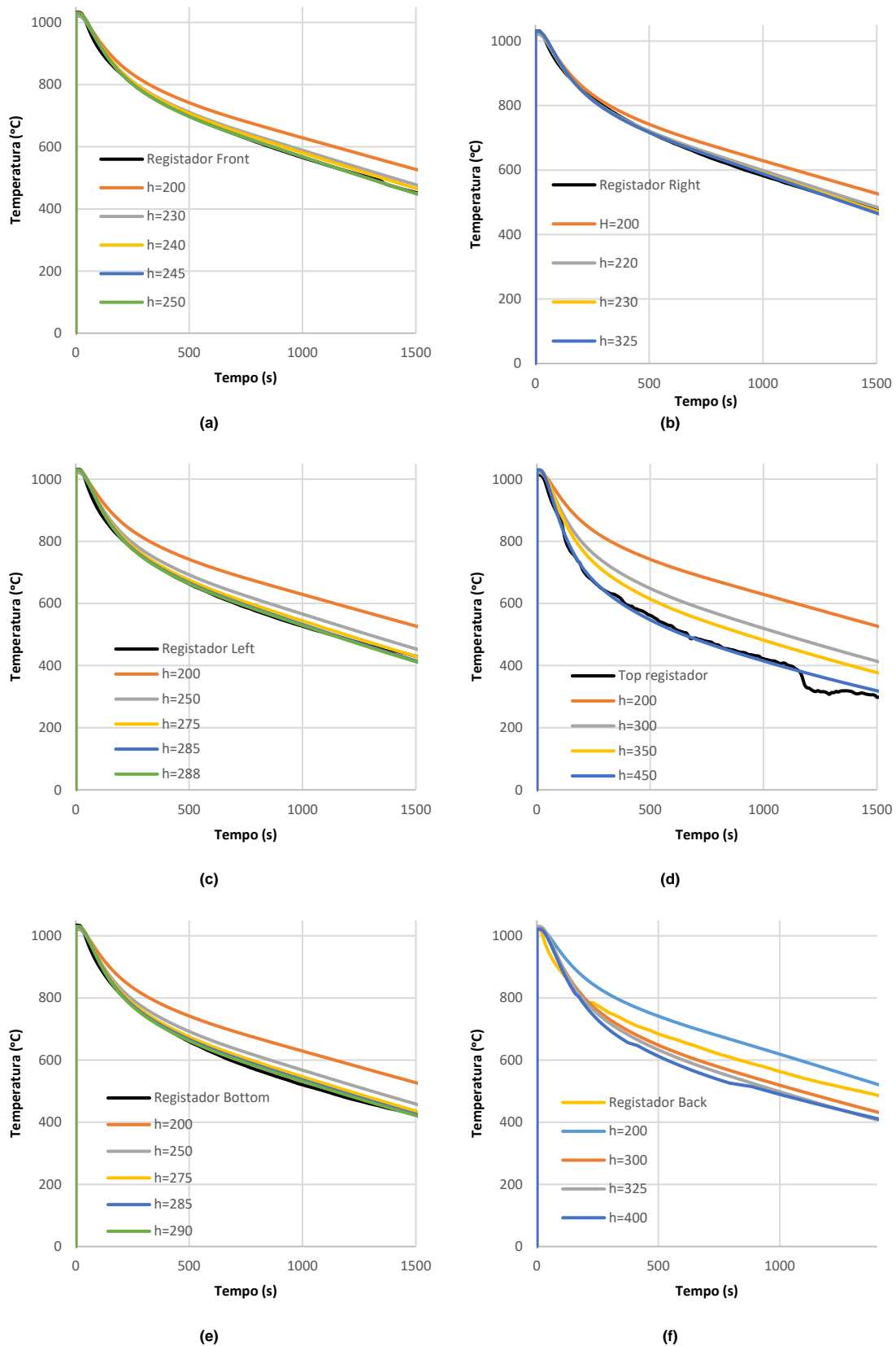


Figura 23- Resultados obtidos das diversas iterações realizadas para valores de coeficiente de convecção distintos nas faces (a) frontal, (b) direita, (c) esquerda, (d) topo, (e) fundo e (f) traseira.

Esta face apresenta esta variação devido à receção de jatos de azoto em várias direções criando colisão entre eles e tornando o escoamento complexo.

Como é possível verificar nas simulações de cada face, por vezes os dados experimentais apresentam temperaturas iniciais superiores às definidas na simulação. Porém, estas simulações têm como intuito prever aproximadamente quanto será o coeficiente de convecção de cada face.

Analisando os resultados obtidos nas simulações para os diferentes coeficientes de convecção simulados, conclui-se, então, que os valores de coeficiente presentes na Tabela 15 são os que apresentam os resultados mais próximos do experimental. A face traseira, como referido anteriormente, não apresenta um valor de coeficiente constante, pelo que se optou por um valor médio.

3.4.2. Estudo dos coeficientes de convecção na Martêmpera

O arrefecimento realizado no cubo é dividido em três fases distintas. A primeira fase é a que foi simulada anteriormente e onde existe o maior gradiente de temperatura. Esta fase é realizada até o cubo atingir uma temperatura de aproximadamente 450°C. De seguida o ventilador é desligado, os *flaps* fechados e a pressão é reduzida. Consequentemente, o coeficiente de convecção. Assim que a peça atinge uma temperatura parcialmente homogénea, o ventilador volta a trabalhar e os *flaps* a abrir tornando o arrefecimento rápido.

Por forma a simular todo o processo de arrefecimento realizado, utilizou-se o processo anterior para determinar os coeficientes de convecção da primeira fase, ou seja, itera-se os coeficientes de convecção ao longo de várias simulações de forma a obter os resultados mais próximos do experimental possível.

As duas fases do arrefecimento em falta serão simuladas através de dois *Steps* distintos: um modelo onde é contemplada a primeira fase do arrefecimento num primeiro *Step* com os valores de coeficiente de convecção presentes na Tabela 15, e de seguida a segunda fase, onde inicialmente é introduzido um coeficiente de convecção igual a 5 para todas as faces. Nesta simulação não estará contemplada a terceira fase do arrefecimento assim como não foram realizadas iterações para a face traseira devido a falta de resultados experimentais para a segunda e terceira fases do arrefecimento.

O modelo para determinação dos coeficientes de convecção da terceira fase de arrefecimento contempla três *Steps*: um onde se encontra presente a primeira fase de arrefecimento com os respetivos coeficientes de convecção, um segundo *step* contém os coeficientes de convecção referentes à segunda fase de arrefecimento, e por fim um terceiro onde se é realizado o mesmo processo realizado nas restantes fases.

A Tabela 15 contém os valores calibrados para as três fases de arrefecimento.

Tabela 15- Coeficientes de convecção que permitem o melhor ajuste dos resultados simulados e experimentais para as 3 fases de arrefecimento.

Parâmetros das fases de arrefecimento			
Face	Coeficiente de convecção [W/m²K]		
	Primeira fase de arrefecimento	Segunda fase de arrefecimento	Terceira fase de arrefecimento
Direita	325	7	37
Frontal	250	15	63
Topo	450	8	153
Fundo	290	7	70
Esquerda	288	11	60
Traseira	300	5	150

A Figura 24 apresenta a evolução de temperatura de um ponto central da face frontal ao longo do processo de têmpera utilizando os coeficientes determinados anteriormente.

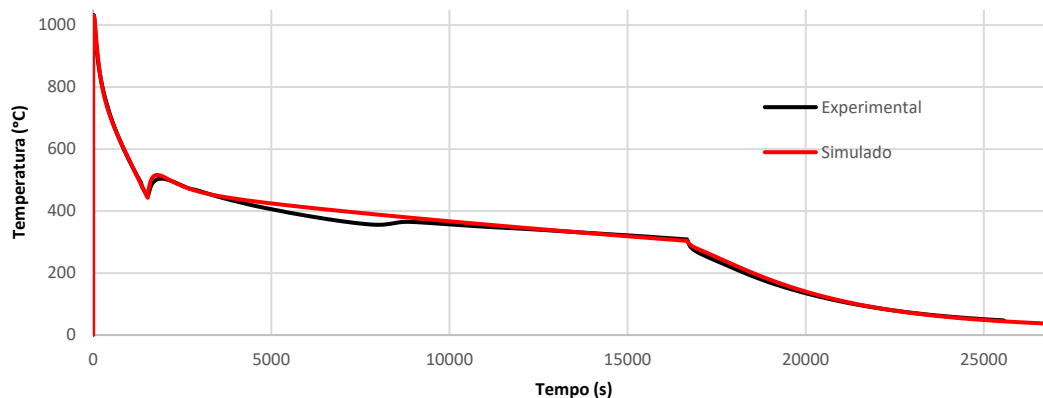


Figura 24- Evolução de temperatura de um ponto central da face frontal da peça cúbica ao longo do ensaio utilizando os coeficientes calibrados.

Ao analisar a imagem verifica-se que o resultado numérico de uma das faces é próximo dos resultados experimentais.

4. Modelos numéricos e resultados obtidos

4.1. Modelo numérico utilizado na simulação da peça cúbica

Como a emissividade vai aumentando consoante o aumento da temperatura do forno existe a necessidade de criar 4 Steps para a fase de aquecimento e estágio da peça e, como referido anteriormente 3 Steps para a fase de arrefecimento da peça, é necessário também criar um Step onde são implementados os parâmetros iniciais da peça.

As Tabelas 16, 17 e 18 mostram todos os dados introduzidos no modelo numérico à exceção do apoio simples utilizado. Salienta-se que é um modelo termomecânico, logo existe a necessidade de definir as propriedades mecânicas necessárias, nomeadamente módulo de Young, coeficiente de Poisson e modelo de encruamento. O coeficiente de Poisson foi considerado igual a 0,3 durante todo o processo e as restantes propriedades estão contempladas na Figura 25 e *Figura 26*. Quanto à definição das propriedades plásticas do material, recorreu-se a um ensaio de tração de um aço H11, traçando uma paralela à reta inicial do gráfico no valor de deformação igual a 0,2% de forma a determinar o fim da zona elástica e definir o ponto de deformação plástica igual a 0 (σ_0). Na Figura 26 mostra a curva de tração utilizada.

As condições de simetria não podem ser utilizadas visto que as condições de fronteira de convecção não são simétricas.

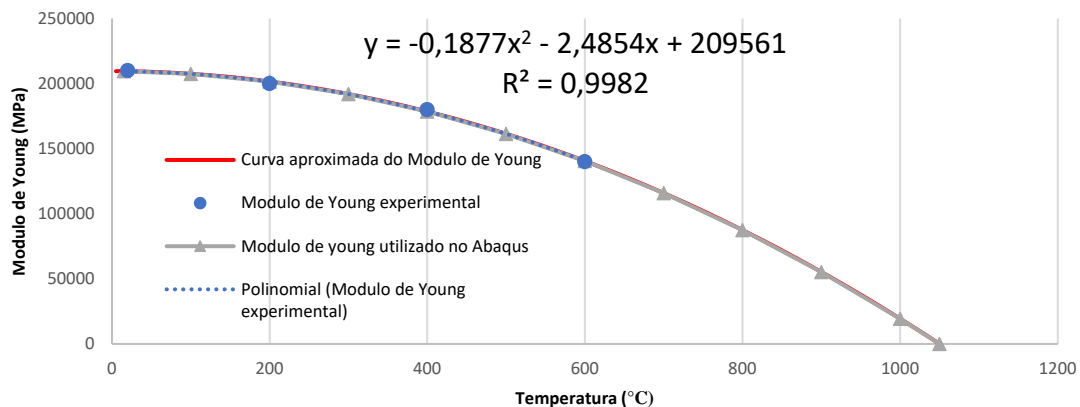
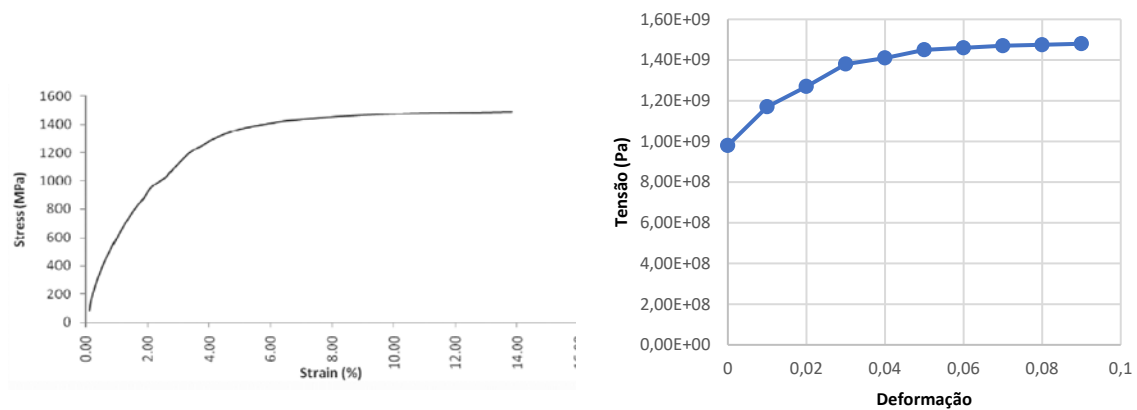


Figura 25- Evolução do módulo de Young com a temperatura.



(a)

(b)

Figura 26- (a) Curva de tração utilizada (Qamar, 2009). (b) Pontos utilizados para definir modelo de encruamento.

Tabela 16- Parâmetros utilizados no primeiro Step da simulação da peça cúbica.

Step	Step 1 – Parâmetros iniciais	
Time period	1,00E-09	
Interactions	Surface film condition (W/m ² K)	-
	Surface radiation	-
Loads	Pressure (Pa)	4 x10 ⁵
Boundary conditions	Temperature (°C)	20
Sink Temperature (°C)	20	

Tabela 17- Parâmetros utilizados nos Steps de aquecimento da simulação da peça cúbica.

Step			Step 2 <i>Primeira fase de aquecimento</i>	Step 3 <i>Segunda fase de aquecimento</i>	Step 4 <i>Terceira fase de aquecimento</i>	Step 5 <i>Quarta fase de aquecimento</i>
Time period			27189	246	11535	13950
Interactions	Surface film condition (W/m²K)	Face frontal	26	26	26	26
		Restantes faces	5	5	5	5
	Surface radition	Todas as faces	0,23	0,26	0,27	0,5
Loads	Pressure (Pa)	Todas as faces	Propagated			
Boundary conditions	Temperature (°C)		-----			
Sink Temperature (°C)			Figura 27			

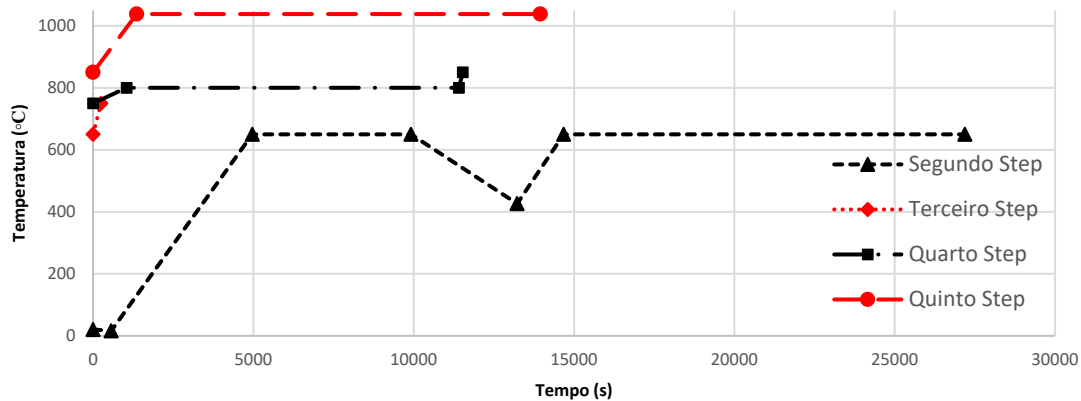


Figura 27- Temperaturas do forno utilizadas na fase de aquecimento do modelo numérico do cubo.

Tabela 18- Parâmetros utilizados nos Steps de arrefecimento da simulação da peça cúbica.

Step			Step 6 Primeira fase de arrefecimento	Step 7 Segunda fase de arrefecimento	Step 8 Terceira fase de arrefecimento
Time period			1530	15150	10000
Interactions	Surface film condition (W/m²K)	Face frontal	245	10	63
		Face da direita	230	7	37
		Face da esquerda	285	11	60
		Face do fundo	285	7	70
		Face do topo	450	8	153
		Face traseira	300	5	150
	Surface radition	Todas as faces	-----		
Loads	Pressure (Pa)	Todas as faces	Propagated		
Boundary conditions	Temperature (°C)	-----			
Sink Temperature (°C)		Figura 28			20

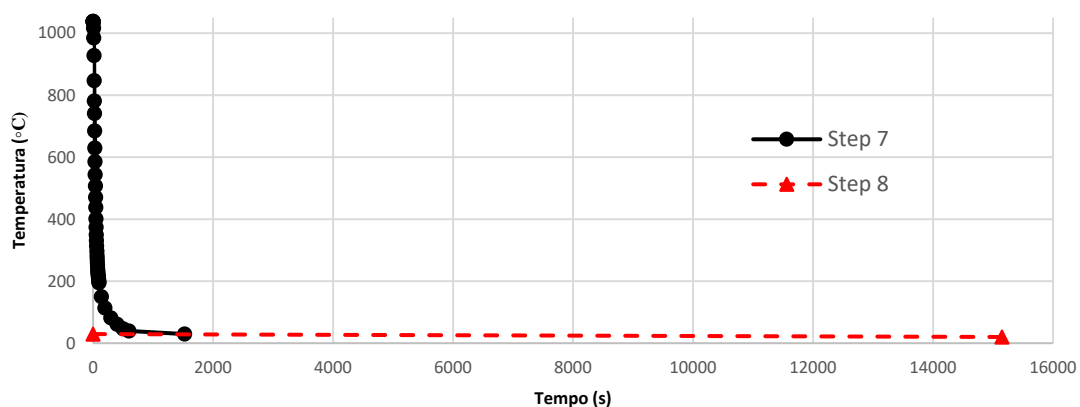


Figura 28- Temperaturas do forno utilizadas nas simulações dos Steps de arrefecimento.

4.2. Resultados obtidos na simulação da peça cúbica

Os resultados obtidos estão presentes na Figura 29.

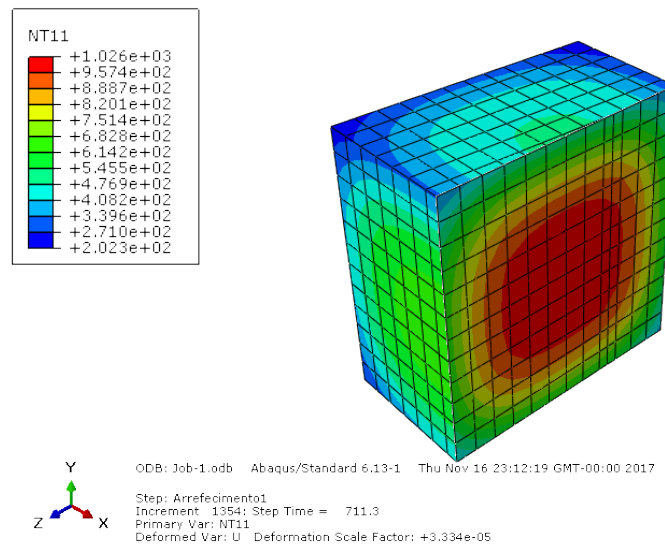


Figura 29- Distribuição de temperatura num instante próximo dos 700s depois do início do arrefecimento.

Ao analisar a imagem é possível visualizar, que as faces têm arrefecimentos distintos e que existem faces com arrefecimentos mais acentuados que outras. Analisa-se também que a distribuição de temperatura não é simétrica, este facto é devido à condição fronteira não simétrica.

Na Figura 30, é possível comparar os resultados obtidos computacionalmente e experimentalmente ao longo de todo o processo.

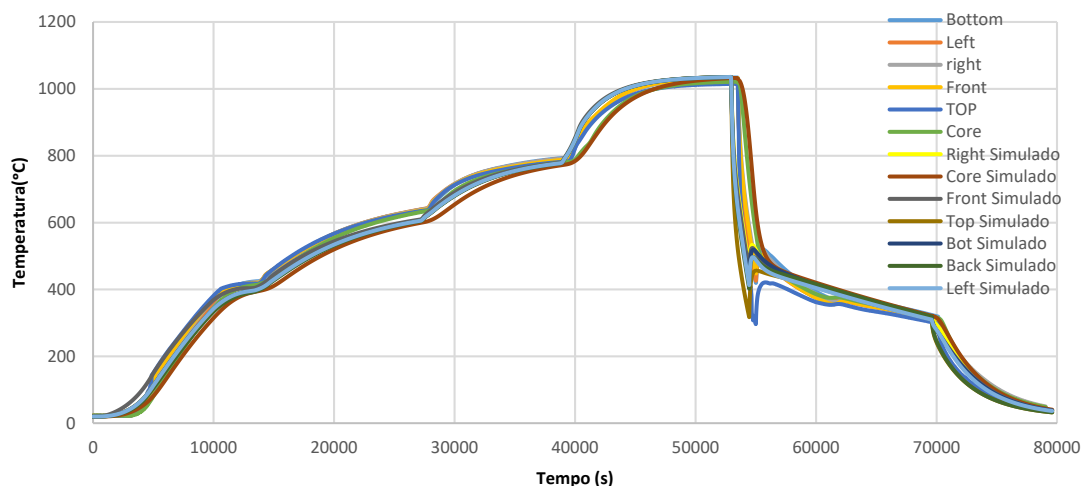


Figura 30- Evolução da temperatura obtida experimental e computacionalmente.

Ao analisar a Figura 30 verifica-se que os resultados obtidos na simulação são muito semelhantes aos resultados experimentais obtidos, validando o modelo numérico.

Embora, denote-se, que algumas faces na fase de transição entre a fase de têmpera e martêmpera, apresentam oscilações nos resultados experimentais, o que leva a crer que existam erros de medição nessa fase de transição.

A Figura 31 representa os resultados experimentais e computacionais de cada face.

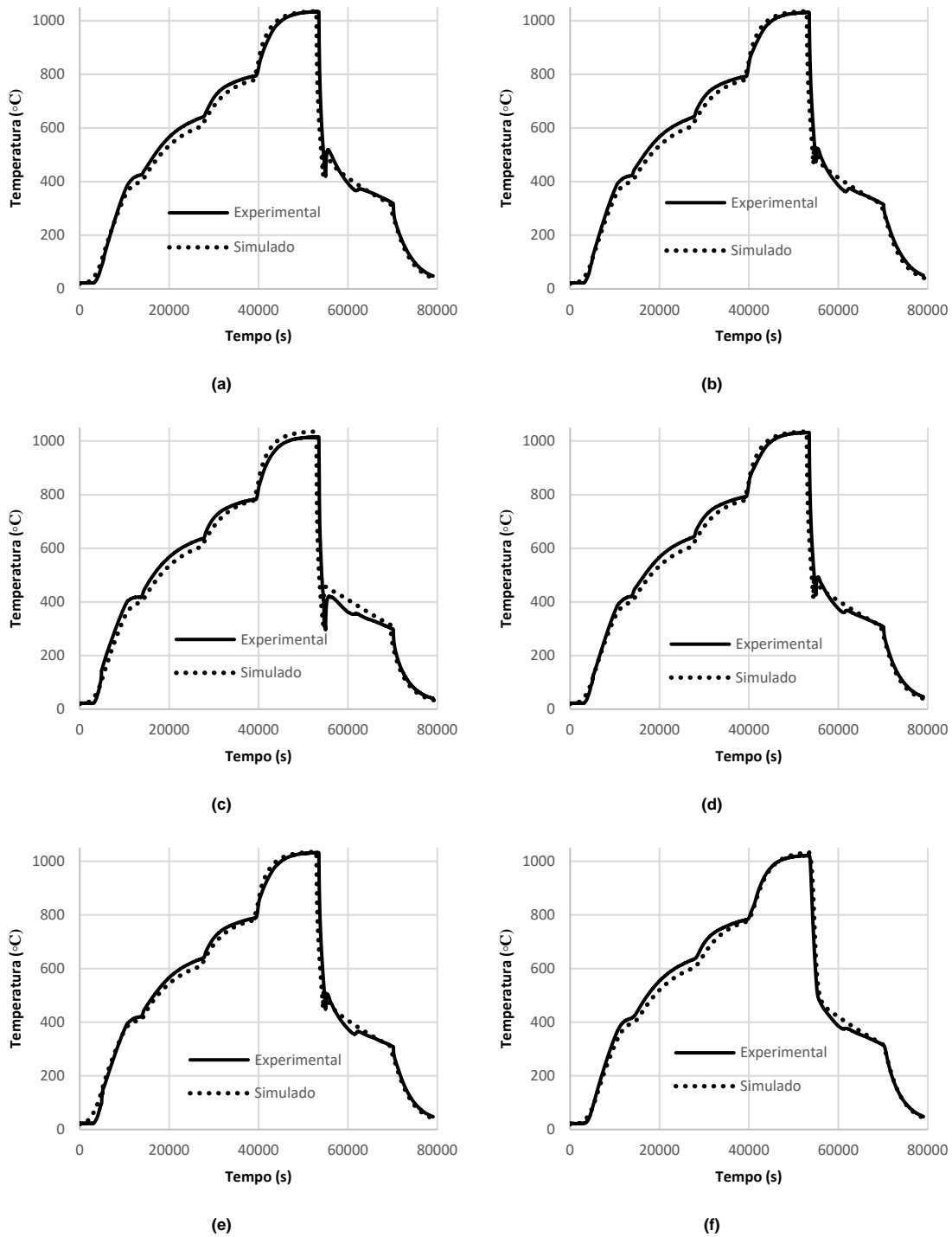


Figura 31- Evolução de temperatura para a face (a) fundo, (b) direita, (c) topo, (d) esquerda, (e) frente e (f) núcleo

Ao analisar a Figura 31 pode-se visualizar que os resultados são muito próximos mesmo na fase de aquecimento, onde foram utilizados os resultados obtidos por Maia (2013) para uma peça diferente e um forno diferente. Repara-se também que o arrefecimento simulado da peça, começa mais cedo que o resultado experimental. Esta observação é provavelmente devido ao tempo do step introduzido, formando assim uma pequena discrepância dos resultados experimentais. Porém, os valores das etapas seguintes e tornam-se coincidentes e com declives similares.

A Figura 32 mostra o resultado visual apresentado para as tensões equivalentes de Von Mises assim como as deformações plásticas obtidas no final da simulação.

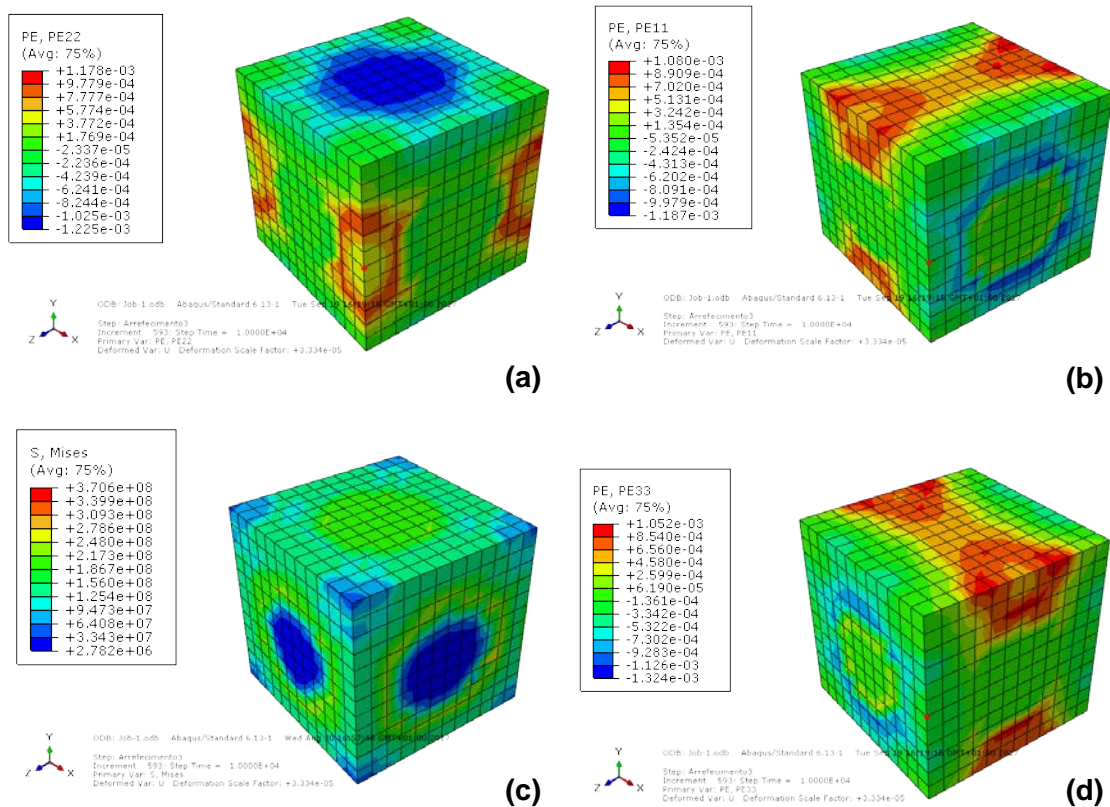


Figura 32- Distribuição (a) das tensões equivalentes de Von-Mises equivalentes e deformações plásticas (b) ϵ_{xx} , (c) ϵ_{yy} e (d) ϵ_{zz} .

Ao analisar a Figura 32 podemos verificar que algumas das faces contêm tensões maiores que outras. Este facto é devido à velocidade de arrefecimento ser diferente de face para face. As faces com um arrefecimento mais rápido contêm tensões residuais mais elevadas. No que diz respeito às faces, verifica-se também que os pontos de maior tensão são entre a aresta e o centro da face, devido ao gradiente térmico aí observado.

Ao analisar esta figura ainda é possível afirmar que as localizações das deformações plásticas em relação aos 3 eixos se concentram nas arestas. Estas deformações quer de tração quer de compressão não são de valores iguais devido ao facto de cada face ter arrefecimento diferente, criando tensões diferentes e alterando assim a quantidade de deformação plástica.

A evolução das tensões ao longo do processo podem ser verificadas na Figura 33. Ao analisar esta figura pode-se visualizar que as maiores tensões de tração estão no vértice do cubo e à compressão, estão no núcleo e no ponto médio entre o centro da face e o núcleo. Isto deve-se ao facto de o vértice ser o ponto com arrefecimento mais rápido da peça, pretendendo contrair enquanto o núcleo da peça pretende expandir, criando tensões opostas de grande dimensão.

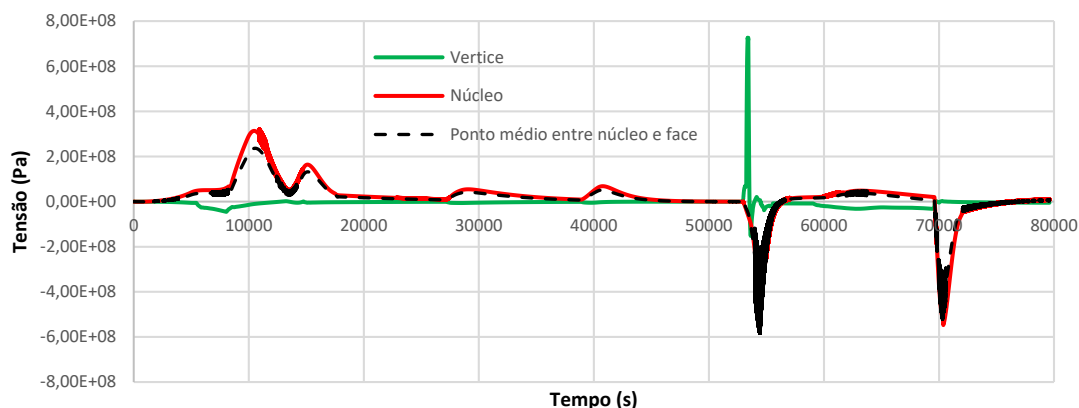
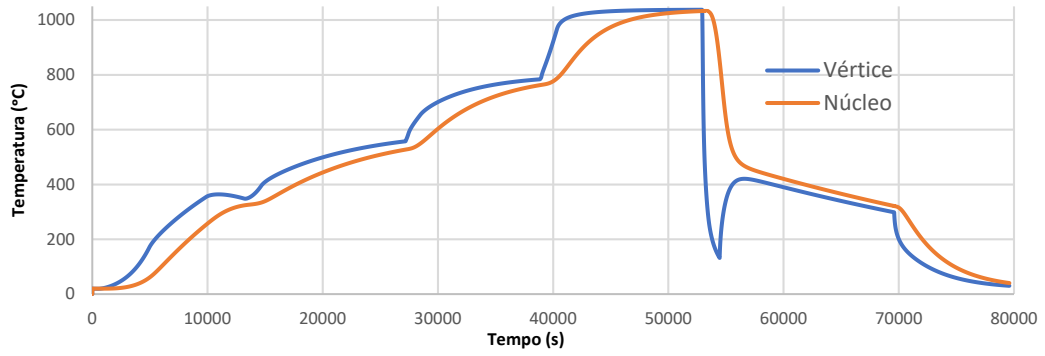


Figura 33- Variação das tensões longitudinais σ_{xx} ao longo do processo.

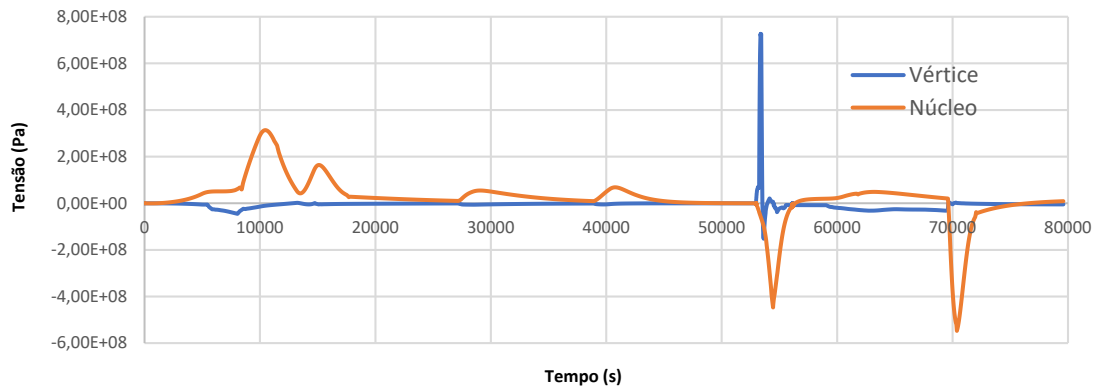
A Figura 34 mostra a evolução da temperatura, das tensões de Von-Mises, gradientes de temperatura do núcleo e da face frontal e ainda a diferença de temperatura entre estas duas faces ao longo do tempo.

Ao analisar a Figura 34, verifica-se que os picos de tensão aparecem nos períodos de tempo onde se conjuga um gradiente de temperatura acentuado assim como uma diferença de temperatura entre o núcleo e uma das faces mais alta. Este facto é esperado, pois as tensões de origem térmica derivam de altos gradientes de temperatura assim como grandes diferenças de temperatura entre o interior e o exterior. Nestes casos, como referido anteriormente, o exterior quer contrair ou expandir e o interior quer realizar o reverso.

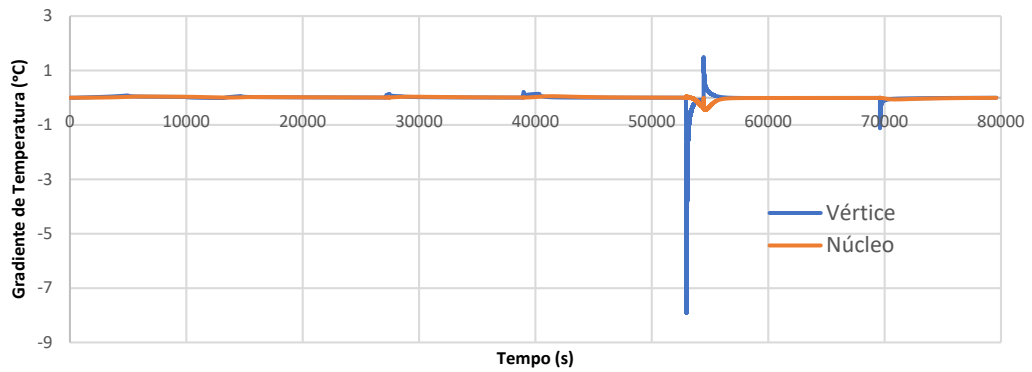
Também é possível visualizar que os picos de maior tensão estão presentes onde se espera o gradiente de temperatura mais alto, que é na fase de têmpera e na fase depois da martêmpera, onde também se presencia os instantes onde a diferença de temperatura entre o núcleo e o centro da face são maiores.



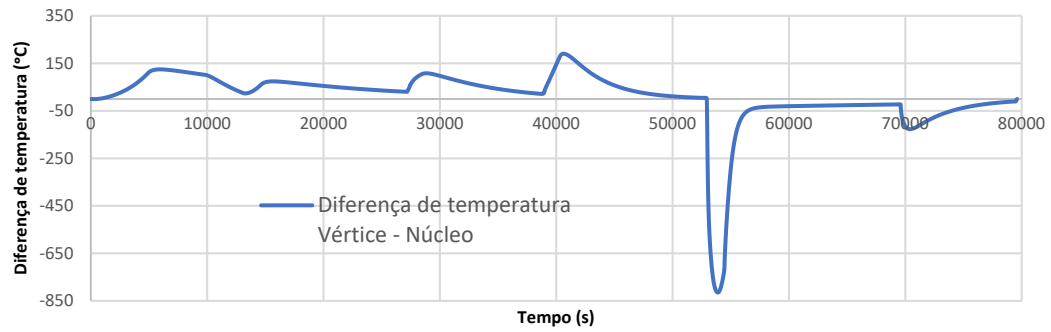
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 34- Evolução da (a) Temperatura, (b) σ_{xx} , (c) gradiente de temperatura e (d) diferença de temperatura.

O facto de na última fase de arrefecimento ser onde se encontra a maior tensão no núcleo deve-se ao facto de ser nesta fase que o arrefecimento da peça é mais uniforme e não existem tensões contra a contração pura realizada durante esta fase, aumentando assim o valor da tensão de contração. Este facto pode ser visualizado na Figura 33, que na primeira fase de arrefecimento existem forças contrárias enquanto na terceira fase essas tensões são muito pequenas.

4.3. Modelo numérico utilizado na simulação do molde

Na simulação referente à peça complexa há necessidade de salientar, que esta foi tratada num forno diferente do cubo. Este forno é de dimensões menores às do utilizado no cubo, assim como o seu sistema de arrefecimento é diferente. A turbina presente neste forno é mais fraca, assim como o arrefecimento funciona de forma sequencial, isto é cada fileira de injetores de azoto trabalha sequencialmente, como se os injetores fossem utilizados de acordo com os ponteiros do relógio.

Salienta-se também que o material desta peça se trata de um aço H13 cujas propriedades necessárias para a simulação encontram-se na Tabela 19.

Tabela 19- Propriedades experimentais do material H13 (UDDEHOLM, n.d.) (MatWeb, 2017a).

Temperatura	20	400	500	600	1110
Densidade (Kg/m ³)	7800	7700	-	-	7600
Condutividade (W/m°C)	25	29	-	-	30
Calor específico (J/Kg°C)	460	-	550	590	-

Relativamente às condições fronteira, na fase de aquecimento, utiliza-se os valores utilizados no cubo e obtidos por Maia (2013), presentes na Tabela 13. No arrefecimento, os coeficientes de convecção utilizados são obtidos mesmo método descrito no capítulo 3, com a variante de partirmos de um dos valores obtido por Maia (2013). Como Maia (2013) utilizou um valor médio para cada um dos pontos em questão, pontos esses que podem ser visualizados na Figura 35, e como no cubo existe a variação de face para face, utiliza-se a variação percentual referente ao cubo nesta peça, obtendo os valores de partida presentes na Tabela 20.

As propriedades térmicas e mecânicas do material podem ser visualizadas na Figura 37.

Na Figura 38 é possível visualizar a curva de tração de onde foi retirado o modelo de encruamento para este material.

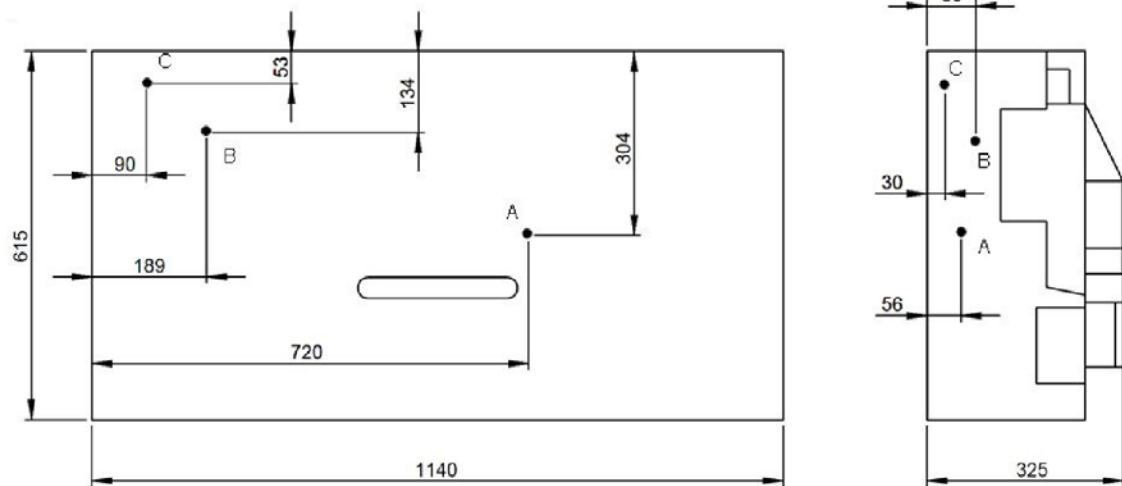


Figura 35- Representação dos pontos experimentais (Maia, 2013).

Tabela 20- Valores iniciais de coeficiente de convecção no arrefecimento.

Valores iniciais de convecção arrefecimento	
Frente	42 W/m ² °C
Trás	50 W/m ² °C
Direita	55 W/m ² °C
Esquerda	49 W/m ² °C
Topo	76 W/m ² °C
Fundo	49 W/m ² °C

A peça original, representada na Figura 14, foi importada e simplificada para o programa *Abaqus*, como mostra a Figura 15.

A peça representada na Figura 36 é a definida por várias partes hexaédricas de forma a usar elementos hexaédricos.

As definições dos Steps da simulação de têmpera estão listados nas Tabela 21, 22 e 23.

Salienta-se que é utilizada a temperatura do forno na fase de arrefecimento igual à utilizada na peça cúbica.

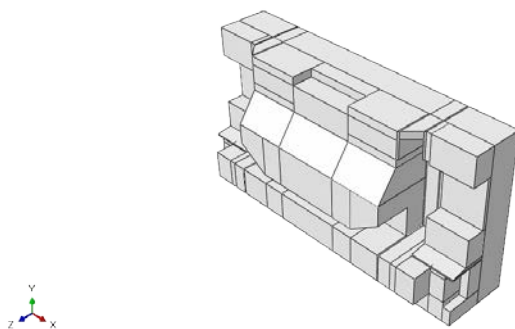
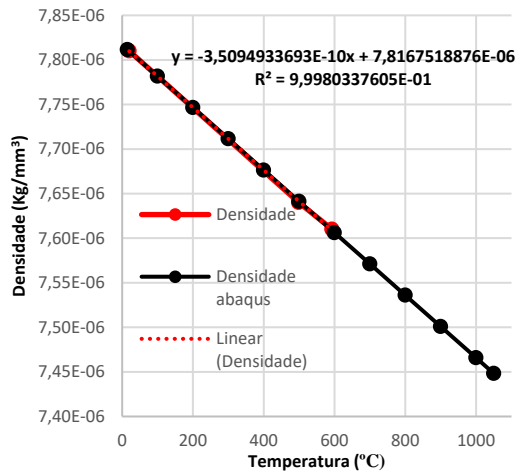
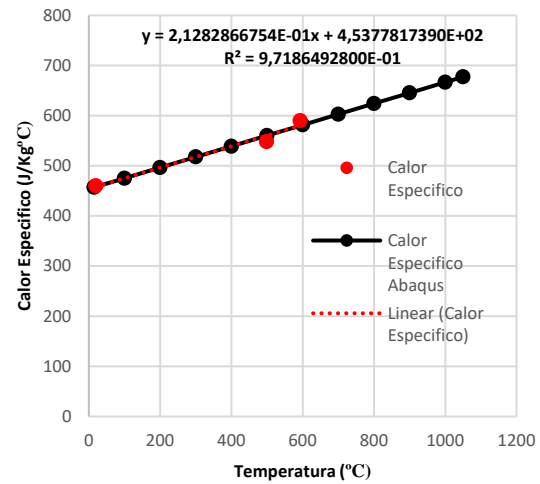


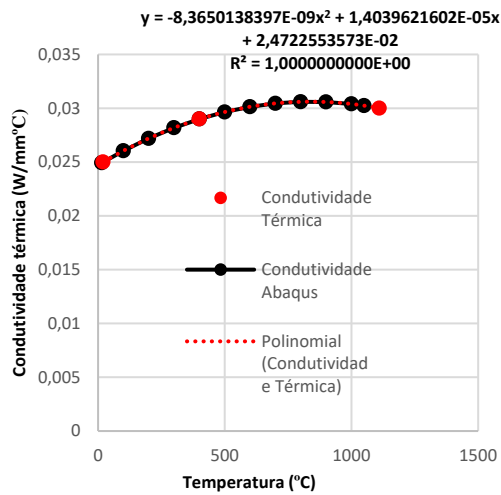
Figura 36- Peça completa e totalmente particionada.



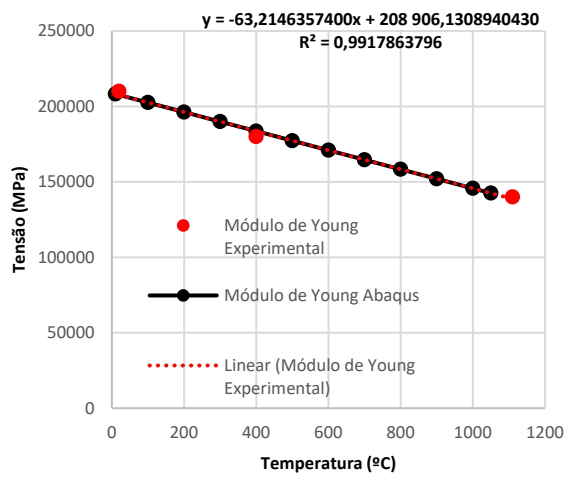
(a)



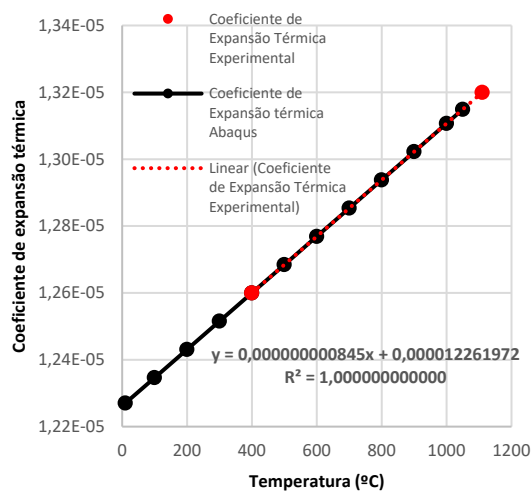
(b)



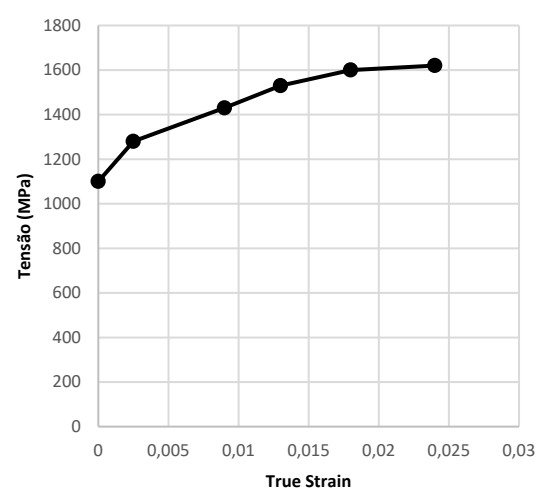
(c)



(d)



(e)



(f)

Figura 37- Evolução da (a) densidade, (b) calor específico, (c) condutividade térmica, (d) módulo de Young, (e) coeficiente de expansão térmica com a temperatura e (f) modelo de encruamento utilizado.

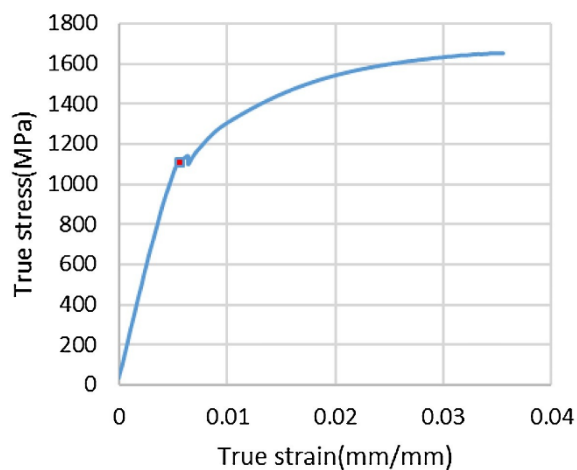


Figura 38- Propriedades elásticas e plásticas do H13 (Marashi et al., 2017).

Tabela 21- Parâmetros utilizados no primeiro Step da simulação do molde.

Step	Step 1 – Parâmetros iniciais	
Time period (s)	1,00E-09	
Interactions	Surface film condition (W/mm ² K)	-
	Surface radiation	-
Loads	Pressure (Pa)	0,4
Boundary conditions	Temperature (°C)	15
Sink Temperature (°C)	15	

Tabela 22- Parâmetros utilizados nos Steps de aquecimento do molde.

Step			Step 2 <i>Primeira fase de aquecimento</i>	Step 3 <i>Segunda fase de aquecimento</i>	Step 4 <i>Terceira fase de aquecimento</i>	Step 5 <i>Quarta fase de aquecimento</i>
Time period (s)			11000	10080	14980	12960
Interactions	Surface film condition (W/mm ² K)	Face frontal	26x10 ⁻⁵	26x10 ⁻⁵	26x10 ⁻⁵	26x10 ⁻⁵
		Restantes faces	5 x10 ⁻⁶	5 x10 ⁻⁶	5 x10 ⁻⁶	5 x10 ⁻⁶
	Surface radition	Todas as faces	0,23	0,26	0,27	0,5
Loads	Pressure (Pa)	Todas as faces	Propagated			
Boundary conditions	Temperature (°C)		-----			
Sink Temperature (°C)			Figura 39			

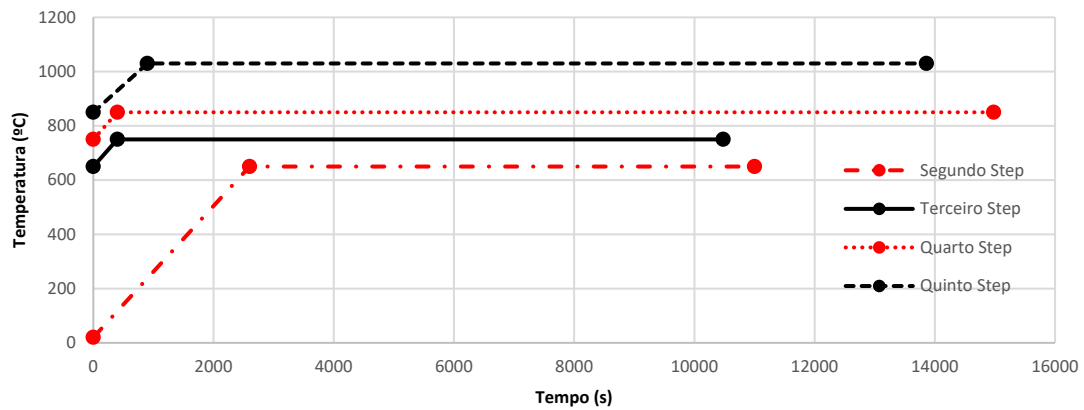


Figura 39- Temperaturas do forno utilizadas na fase de aquecimento do modelo numérico do molde.

Tabela 23- Parâmetros utilizados na fase de arrefecimento da simulação do molde.

Step		Step 6 Primeira fase de arrefecimento		Step 7 Segunda fase de arrefecimento	Step 8 Terceira fase de arrefecimento
Time period (s)		3450		15150	10000
Interactions	Surface film condition (W/mm²K)	Face frontal	4,2x10 ⁻⁵	1,8x10 ⁻⁵ - 5x10 ⁻⁶	3,5x10 ⁻⁵
		Face da direita	7 x10 ⁻⁵	3x10 ⁻⁵ - 5x10 ⁻⁶	
		Face da esquerda	3 x10 ⁻⁵	2,4x10 ⁻⁵ - 5x10 ⁻⁶	
		Face do fundo	4,9 x10 ⁻⁵	2,4x10 ⁻⁵ - 5x10 ⁻⁶	
		Face do topo	7,6 x10 ⁻⁵	5,1x10 ⁻⁵ - 5x10 ⁻⁶	
		Face traseira	5 x10 ⁻⁵	2,5x10 ⁻⁵ - 5x10 ⁻⁶	
		Surface radition	Todas as faces	-----	
Loads	Pressure (Pa)	Todas as faces	Propagated		
Boundary conditions	Temperature (°C)	-----			
Sink Temperature (°C)		Figura 28		20	

4.4. Resultados obtidos na simulação do molde

Na Figura 40, pode-se visualizar a evolução dos resultados experimentais e simulados ao longo do tempo.

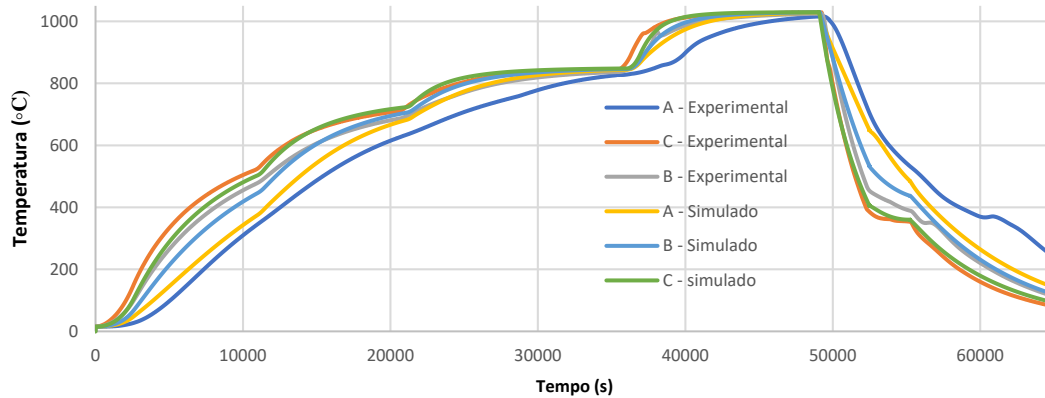


Figura 40- Evolução da temperatura para certos pontos do molde.

Através da análise da figura verifica-se que os resultados numéricos são semelhantes aos dos experimentais ao longo do processo de tratamento térmico. Na fase de aquecimento, mesmo utilizando os valores de emissividade e convecção utilizados por Maia (2013), os resultados são distintos dos obtidos por ele assim como dos experimentais. Visto que os resultados de Maia (2013) com estas propriedades de emissividade e convecção originaram resultados próximos dos experimentais para dois estágios de aquecimento leva a crer que as propriedades do material a variar com a temperatura utilizadas, não apresentam o melhor ajuste.

Relativamente à fase de arrefecimento, o ponto C apresenta resultados próximos dos experimentais, porém os restantes apresentam resultados algo díspar. Um dos principais motivos para tal é o método de arrefecimento sequencial, que faz com que o coeficiente de convecção nas faces varie constantemente ao longo do processo o que leva a um arrefecimento não constante por toda a peça ao contrario da peça cúbica que contém um coeficiente de convecção constante e permite obter um arrefecimento uniforme para o lado da face em questão.

O ponto A é o ponto que se distancia mais dos resultados experimentais devido ao anteriormente mencionado assim como ao aquecimento no terceiro estágio de aquecimento neste ponto ser muito superior ao experimental, o que torna a temperatura da peça muito próxima do uniforme e, desta forma, permite que a temperatura do núcleo seja mais rapidamente superior as extremidades promovendo o arrefecimento do interior da peça. No experimental o núcleo está a temperatura inferior, este estará a receber calor das partes circundantes da peça até que a temperatura destas seja inferior

à sua, tornando assim possível o arrefecimento do interior da peça. Desta forma atrasa o início do arrefecimento do ponto em questão.

Devido ao tipo de arrefecimento é possível apenas o coeficiente de convecção com vista a aproximar apenas um dos pontos do experimental, visto que cada um deles está sujeito a um coeficiente de convecção médio diferente. Maia (2013) denota este facto também no seu breve estudo da fase de arrefecimento, que em cada ponto existe um coeficiente de convecção médio diferente para obter resultados mais próximos dos experimentais.

Ainda assim, dada a complexidade do arrefecimento, obtém-se resultados relativamente próximos dos experimentais, e permitem ainda prever como será a evolução do arrefecimento. Desta forma, a simulação numérica permite prever a evolução termomecânica, prevendo quais os pontos críticos presentes na peça assim como os aspetos do geométricos que estão sujeitos a maior tensão e risco de fratura ou elevada deformação.

Ao analisar a Figura 41, pode ver-se que os vértices e as arestas arrefecem mais depressa, e é onde o arrefecimento é mais acentuado à exceção da área mais fina da peça que se vê com um azul forte já nos primeiros 100s do arrefecimento. É de esperar que com um gradiente de temperatura tão elevado este ponto contenha elevadas tensões e que possa mesmo levar a deformações de elevada dimensão, devido ao arrefecimento e baixa espessura. Verifica-se também que as áreas com menor espessura da peça, são as que perdem calor mais rápido. Este facto é esperado, pois o calor perde-se pelas áreas vizinhas e a inércia térmica é menor num volume mais pequeno.

As tensões equivalentes de Von-Mises da peça completa e do seu núcleo podem-se visualizar na Figura 42.

Ao analisar a Figura 42, verifica-se que os pontos de maior tensão são os pontos de grande área próximos da zona do núcleo, pontos esses que contemplam na sua área de abrangência a maior diferença de temperatura, ou seja, as arestas da zona central.

A Figura 43 mostra as componentes das tensões para os diversos eixos. Através destas tensões é possível analisar onde se encontram as tensões de tração e compressão na peça.

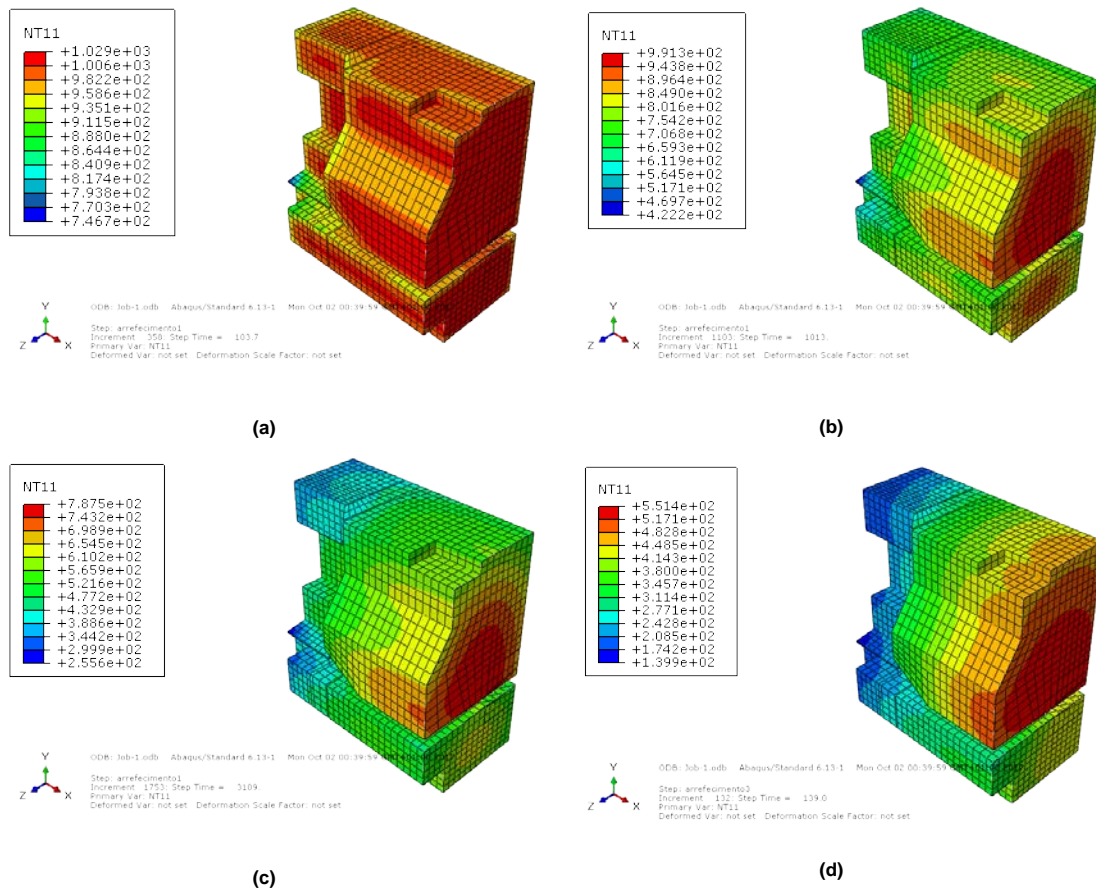


Figura 41- Evolução visual da fase de arrefecimento do molde.

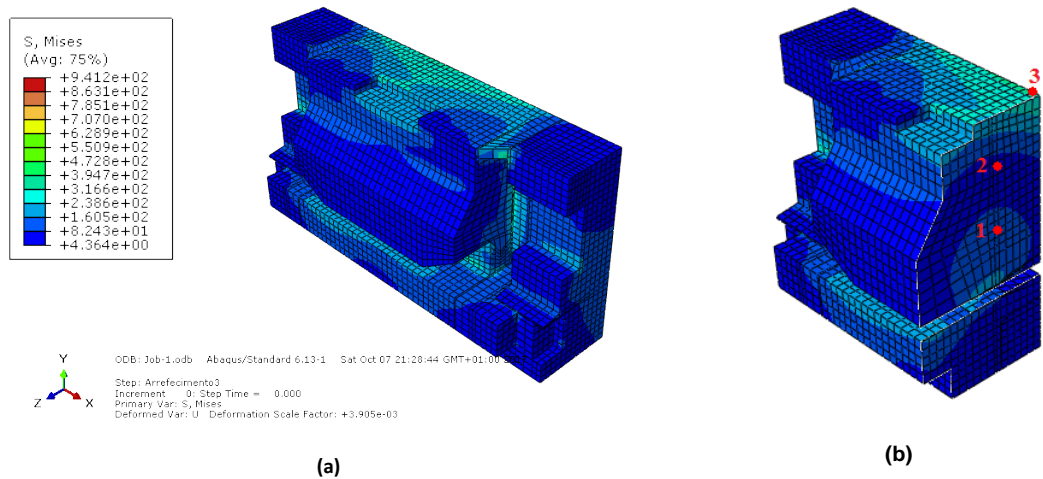


Figura 42- Tensões equivalentes de Von-Mises (a) da peça completa e (b) do seu núcleo com pontos de avaliação demarcados.

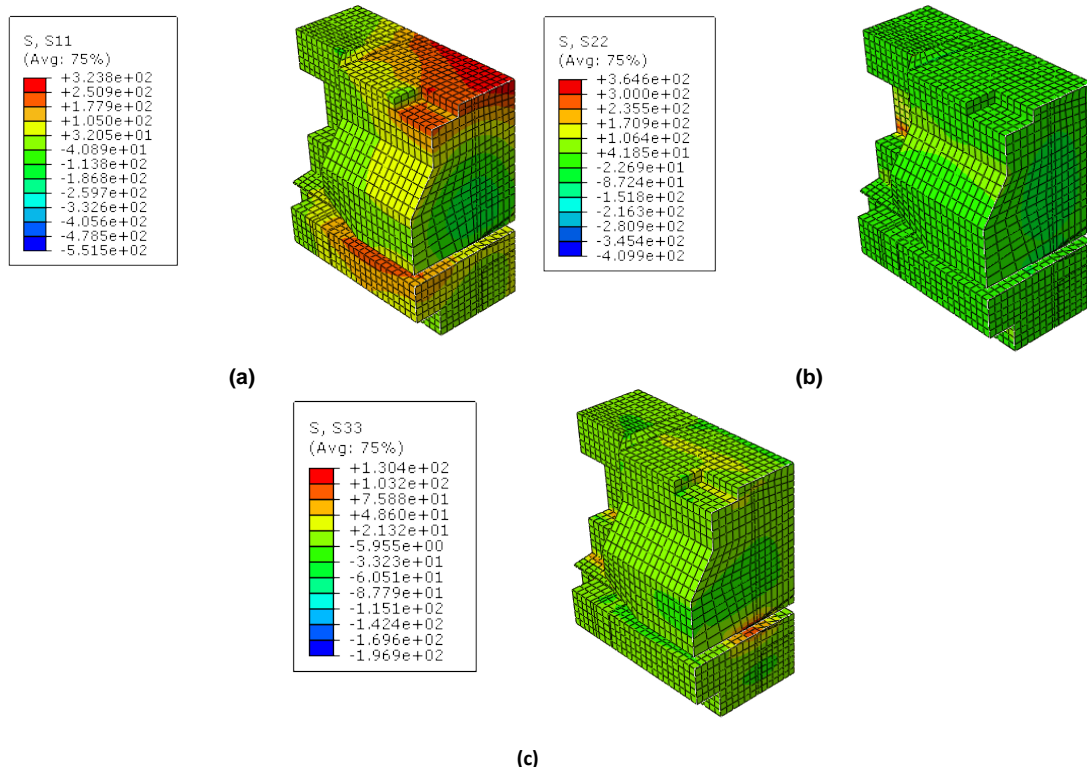


Figura 43- Tensões (a) σ_{xx} , (b) σ_{yy} e (c) σ_{zz} para o final do processo.

Ao analisar a Figura 43, percebe-se que a maior quantidade de tensões está presente no eixo x, sendo essencialmente à tração. Nos eixos y e z, as tensões elevadas estão presentes em pouca quantidade, porém verifica-se que estas estão presentes em arestas que conectam volumes mais pequenos a maiores, criando uma zona de tensão, devido aos tempos de contração distintos. Nas tensões em x, verificam-se que as tensões estão presentes nas arestas mais distantes dos núcleos dos grandes volumes da peça.

Em termos de deformação plástica, é possível visualizar na Figura 44 que não existe, pois, as tensões não atingem a tensão limite de elasticidade do modelo de comportamento atribuído ao material.

A Figura 45 mostra a variação de temperatura, de gradiente de temperatura e de tensão σ_{xx} ao longo do tempo para os pontos seleccionados presentes na Figura 42, sendo estes um ponto próximo do núcleo, um ponto entre o núcleo e o exterior e por fim um ponto onde se encontra a maior tensão.

Ao analisar a figura verifica-se que existe uma inversão das tensões no momento do início do arrefecimento, sendo a tensão na zona mais central da peça e a exterior opostas, esta tensão vai aumentando com a distancia ao ponto mais central. Isto deve-se ao facto de quanto mais longe o ponto exterior está do núcleo, maior a diferença de temperatura e maior a tensão que este ponto obtém. Este ponto quer começar a contrair muito mais cedo que o interior e desta forma quer contrair enquanto o restante ainda

está expandido, criando uma tensão elevada que vai sendo cada vez mais pequena consoante a proximidade ao núcleo.

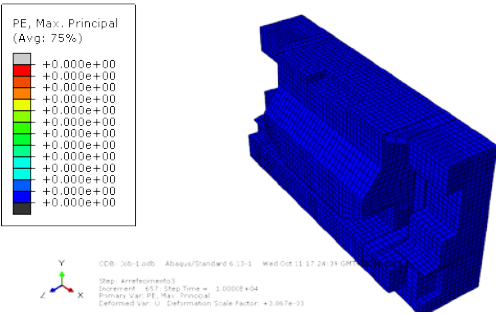
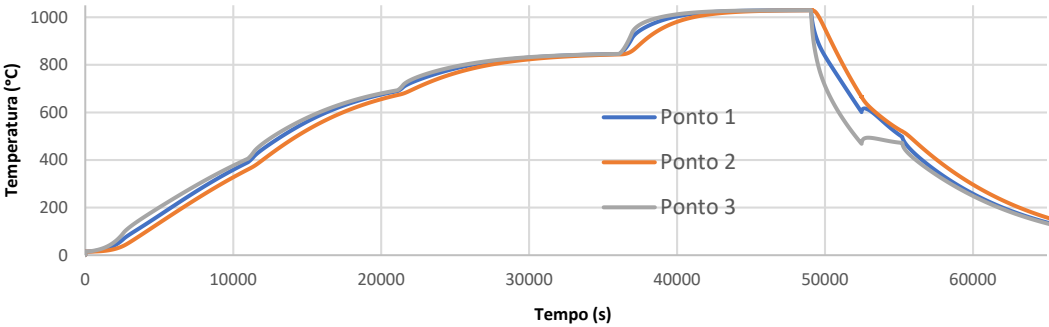
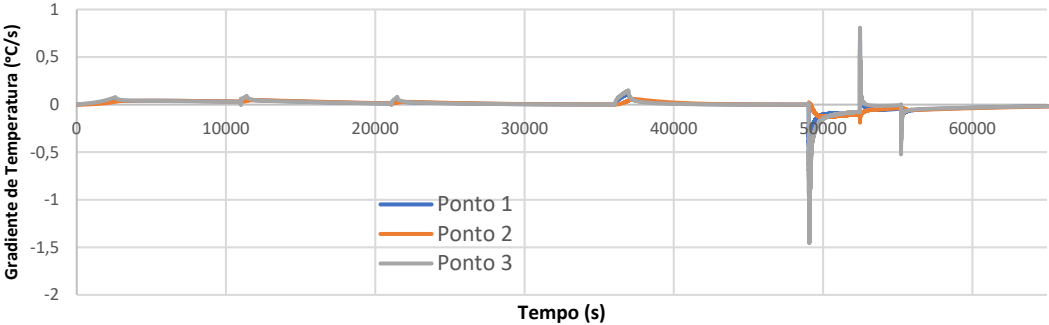


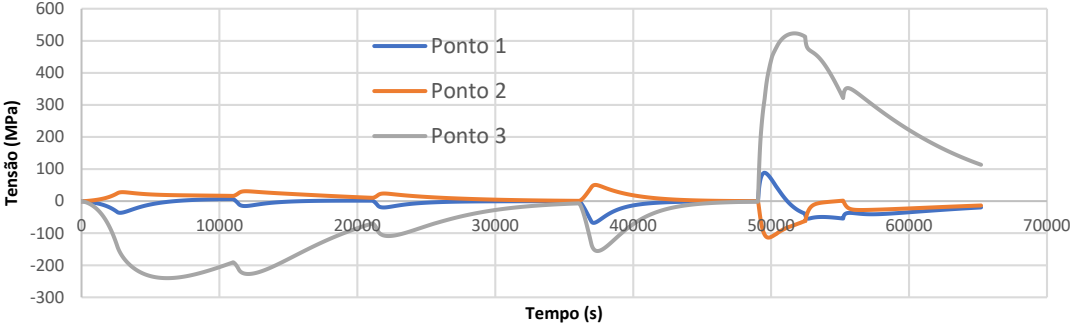
Figura 44- Deformação plástica do molde no final da simulação.



(a)



(b)



(c)

Figura 45- Evolução (a) da temperatura, (b) do gradiente de temperatura e (c) das tensões σ_{xx} .

5. Considerações finais

5.1. Sumário e principais conclusões

Ao longo do trabalho realizou-se uma investigação no âmbito da simulação de têmpera a vácuo e trabalhos realizados na área. Optou-se por recorrer a um balanço térmico do processo no forno utilizado para obter um coeficiente de convecção médio e consequentemente determinar os coeficientes locais de convecção através da simulação do processo e ajustamento das curvas de cada face com os resultados experimentais. Tendo as condições fronteira determinadas, procede-se à simulação do processo.

Com o trabalho realizado retiram-se algumas conclusões principais no que diz respeito à metodologia utilizada assim como os resultados obtidos:

- A simulação deste tipo de tratamento é possível e pode alcançar valores próximos dos experimentais, mesmo com toda a complexidade inerente a este processo.
- A metodologia utilizada permite obter resultados próximos dos experimentais, porém é necessário proceder a procedimentos laboriosos, tais como a calibração das condições fronteira, até que se obtenha os resultados pretendidos.
- A metodologia utilizada permite uma melhor simulação para um processo de arrefecimento igual ao da peça cubica do que no molde.
- Através dos resultados termomecânicos obtidos, verifica-se que as tensões são mais elevadas quando o gradiente de temperatura é maior, mas também quando as diferenças de temperatura entre o interior e o exterior são maiores.
- Na simulação termomecânica da peça complexa pode-se visualizar que em peças de elevada dimensão estas podem ser divididas por zonas.
- Nestas zonas, os grandes volumes destas zonas que levam à criação de tensões nas zonas circundantes.
- É possível perceber também que quando maior as dimensões de determinada zona, maior as tensões obtidas nos pontos exteriores devido à diferença de temperatura entre as zonas internas e externas da peça.
- As velocidades de arrefecimento são superiores no exterior da peça. Devido a esta diferença de velocidades, criam-se grandes diferenças de temperatura entre o interior e exterior dando origem a tensões.

- As tensões no início da fase de arrefecimento do interior da peça e do exterior são opostas. O interior contém tensões de tração e no exterior de compressão.
- A variação de tensão é mais intensa no início da fase de arrefecimento, sendo nesta fase que as deformações se tornam possíveis devido às tensões abruptas.

5.2. Trabalhos futuros

Os trabalhos futuros deste trabalho podem ser muito diversos. Podem ser realizados trabalhos a níveis de propriedades do material, a procedimentos inversos.

Um primeiro trabalho de interesse seria o melhor conhecimento do material a tratar. Este deveria ser estudado experimentalmente para determinar as suas propriedades a diversas temperaturas, para que as informações introduzidas no programa sejam as mais precisas. Uma propriedade que deveria ser mais explorada, principalmente a altas temperaturas deveria ser o modelo de encruamento, visto que a tensão necessária para que se realize este tipo de deformação a alta temperatura seja menor que à temperatura ambiente. Isto iria influenciar amplamente os resultados termomecânicos.

Também seria de interesse realizar uma simulação onde fosse possível avaliar e prever as transformações de fase do material. Assim, era possível prever que microestrutura se iria obter em toda a peça para determinada curva de arrefecimento. Neste caso, para cada pressão de funcionamento do forno.

Outro tipo de trabalho era, sabendo todas as condições fronteira obtidas através do cubo, realizar uma simulação de uma peça complexa e comparar com resultados experimentais obtidos através do mesmo forno e a mesma pressão para verificar se os valores obtidos para as diferentes faces e que são validados neste trabalho são válidos para as diversas peças que possam ser tratadas neste forno.

Por fim, seria de interesse realizar um método inverso em que antes realizar o ensaio experimental, recorre-se à simulação para prever os resultados e só se verifica se os resultados são semelhantes.

Bibliografia

- AG, K. to M. (2003). Low and High temperature thermomechanical treatments. Retrieved February 12, 2017, from <http://www.totalmateria.com/page.aspx?ID=checkarticle&LN=EN&site=kts&NM=108>
- Alberg, H. (2003). *Material Modelling for Simulation of heat treatment*. Lulea University Of Technology. Retrieved from <http://pure.ltu.se/portal/files/372915/LTU-LIC-0307-SE.pdf>
- Andrade-Campos, A., Silva, F. N. da, & Teixeira-Dias, F. (2007). Modelling and numerical analysis of heat treatments on aluminium parts. *International Journal For Numerical Methods In Engineering*, 28. <https://doi.org/10.1002/nme>
- Boyer, H. E. (1984). *Practical Heat Treating*. (American Society for Metals, Ed.) (1st print).
- Campos, A. G. d'Orey de A. (2005). *Modelação e Análise Numérica do Comportamento Mecânico e Térmico de Ligas de Alumínio Numerical*. Universidade de Aveiro.
- Chiaverini, V. (2008). *Tratamentos térmicos das ligas metálicas*. (ABM, Ed.) (2th Editio). São Paulo.
- Dassault Systèmes. (2017a). Abaqus/CAE User's Guide. Retrieved April 24, 2017, from <http://129.97.46.200:2080/v6.14/books/usi/default.htm>
- Dassault Systèmes. (2017b). ABAQUS UNIFIED FEA. Retrieved April 24, 2017, from <https://www.3ds.com/products-services/simulia/products/abaqus/>
- Elkatatny, I., Morsi, Y., Blicblau, A. S., Das, S., & Doyle, E. D. (2003). Numerical analysis and experimental validation of high pressure gas quenching. *International Journal of Thermal Sciences*, 42, 417–423. [https://doi.org/10.1016/S1290-0729\(02\)00042-X](https://doi.org/10.1016/S1290-0729(02)00042-X)
- Harrison, P. M., Henry, M., & Wendland, J. (2005). High Speed Processing Applications of High Average Power Diode Pumped Solid State Lasers. *JOURNAL DE PHYSIQUE IV*, 122(June), 1–5. <https://doi.org/10.1051/jp4>
- Højerslev, C. (2001). *Tool Steels* (Vol. Risø-R-124). Roskilde.

- Hou, L., Cheng, H., Li, J., Li, Z., Shao, B., & Hou, J. (2012). Study On The Cooling Capacity Of Different Quenchant. In *Procedia Engineering* (Vol. 31, pp. 515–519). Elsevier B.V. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2012.01.1061>
- Korecki, P. M., Olejnik--SECO, E. J., & WARWICK SA, S. (2012). Heat treatment of tool steels in vacuum furnaces with gas quench, pp. 1–7.
- Kowalewski, J., Korecki, M., & Olejnik, J. (2008). Next-generation hpq vacuum furnace, 39–44.
- Lin, M. (2007). *Gas Quenching With Air Products ' Rapid Gas Quenching Gas Mixture* (Vol. 3).
- Liscic, B., Tensi, H. M., Canale, L. C. F., & Totten, G. E. (2010). *Quenching Theory and Technology, Second Edition* (2th Editio). Boca Raton: CRC Press. <https://doi.org/10.1201/9781420009163>
- Maia, P. M. R. de A. (2013). *Estudo da fase de aquecimento em tratamentos térmicos de peças em aço de grandes dimensões na F. Ramada, Aços e Indústrias, S.A.* Faculdade de Engenharia Universidade do Porto.
- MaiaDigital. (2006). ESBOÇO HISTÓRICO. Retrieved February 8, 2017, from http://negocios.maiadigital.pt/hst/sector_actividade/metalomecanica/caracterizacao/esboco#metalom
- Marashi, J., Yakushina, E., Xirouchakis, P., Zante, R., & Foster, J. (2017). Journal of Materials Processing Technology An evaluation of H13 tool steel deformation in hot forging conditions. *Journal of Materials Processing Tech.*, 246, 276–284. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.03.026>
- MatWeb. (2017a). Bohler-Uddeholm BÖHLER W302 SUPERIOR® Premium H13 Tool Steel. Retrieved August 25, 2017, from <http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=78c9d9969e184879a4e5f39b376a46ff&ckck=1>
- MatWeb. (2017b). Bohler-Uddeholm BÖHLER W400 VMR® H11 Hot Work Tool Steel. Retrieved March 2, 2017, from <http://www.matweb.com/search/datasheet.aspx?matguid=dbedea524d8b43febd2c444aa10da9a1&ckck=1>

- Mowry Enterprises. (2017). Mowry Enterprises.
- Qamar, S. Z. (2009). Effect of heat treatment on mechanical properties of H11 tool steel. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 35(2), 115–120.
- Ramada Aços. (2017). Ramada Aços. Retrieved February 13, 2017, from http://www.ramada.pt/pt/sobre-nos/sobre-na-b3s/missao-e-valores_.html
- Roberts, G., Krauss, G., & Kennedy, R. (1998). *Tool Steels* (5th Editio). <https://doi.org/10.1361/toos1998p001>
- Schmetz. (2017). Schmetz A Tenova Company. Retrieved March 8, 2017, from <http://www.schmetz.de>
- Singer, S. (2007). Determination of the Heat Transfer Coefficient in the Law of Cooling for Gas – Quenching Systems. *Journal of Numerical Analysis, Industrial and Applied Mathematics*, 2, 103–114.
- Thuvander, A. (2002). Numerical Simulation of Gas Quenching of Tools Steels and the Influence of Hardenability on Distortion. In *6th International Tooling Conference* (pp. 625–642). Stockholm. Retrieved from <http://www.kau.se/maskin-och-materialteknik/forskning/publikationer-och-avhandlingar/use-tool-steels-experience-and-re>
- UDDEHOLM, B. (n.d.). Bohler-Uddeholm H13.
- UDDEHOLM, B. (2007). *Uddeholm Vidar Superior*.
- UDDEHOLM, B. (2012). Heat Treatment of Tool Steel. *Uddeholm Tool Steel for Die Casting*. Retrieved from http://www.bucorp.com/media/UDDEHOLM_TOOL_STEEL_FOR_DIECASTING.pdf
- Wang, J., Gu, J., Shan, X., Hao, X., Chen, N., & Zhang, W. (2008). Numerical simulation of high pressure gas quenching of H13 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 202(1–3), 188–194. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.08.059>
- Yuan Lu. (2015). *A Study on Gas Quench Steel Hardenability*. Worcester Polytechnic Institute.

A.1. Anexo de Equações

$$h_{\text{int}}^{i+1} = \left((a \cdot (h_{\text{conv}} \cdot A_{\text{peça}} \cdot T_{\text{peça}} + h_{\text{ext}} \cdot \dot{m}_{\text{N}_2}) + b \cdot h_{\text{conv}} \cdot A_{\text{peça}}) \cdot e^{\left(\frac{h_{\text{conv}} \cdot A_{\text{peça}}}{a \cdot \dot{m}_{\text{N}_2 \text{int}} + \dot{m}_{\text{N}_2 \text{int}}}\right) \Delta t} + a \cdot (h_{\text{int}}^i \cdot \dot{m}_{\text{N}_2} - h_{\text{conv}} \cdot A_{\text{peça}} \cdot T_{\text{peça}} - h_{\text{ext}} \cdot \dot{m}_{\text{N}_2}) - (b - h_{\text{int}}^i) \cdot h_{\text{conv}} \cdot A_{\text{peça}} \right) \frac{e^{\left(\frac{-h_{\text{conv}} \cdot A_{\text{peça}}}{a \cdot \dot{m}_{\text{N}_2 \text{int}} - \dot{m}_{\text{N}_2 \text{int}}}\right) \Delta t}}{a \cdot \dot{m}_{\text{N}_2} + h_{\text{conv}} \cdot A_{\text{peça}}} \quad (10)$$

$$h_{\text{ext}}^{i+1} = \frac{\left((a \cdot (h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}} \cdot T_{H_2O} + h_{\text{int}} \cdot \dot{m}_{\text{N}_2}) + b \cdot h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}}) \cdot e^{\left(\frac{h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}}}{a \cdot \dot{m}_{\text{N}_2 \text{ext}} + \dot{m}_{\text{N}_2 \text{ext}}}\right) \Delta t} + a \cdot (h_{\text{ext}}^i \cdot \dot{m}_{\text{N}_2} - h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}} \cdot T_{H_2O} - h_{\text{int}} \cdot \dot{m}_{\text{N}_2}) - (b - h_{\text{ext}}^i) \cdot h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}} \right) \cdot e^{\left(\frac{-h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}}}{a \cdot \dot{m}_{\text{N}_2 \text{ext}} - \dot{m}_{\text{N}_2 \text{ext}}}\right) \Delta t}}{a \cdot \dot{m}_{\text{N}_2} + h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}}} \quad (11)$$

$$T_{H_2O}^{i+1} = \frac{\left((a_2 \cdot \dot{m}_{H_2O} \cdot T_{H_2O}^{\text{in}} + h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}} \cdot T_{N_2 \text{ext}}) \cdot e^{\left(\frac{a_2 \cdot \dot{m}_{H_2O}}{m_{H_2O} \cdot c_p^{H_2O}} + \frac{h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}}}{m_{H_2O} \cdot c_p^{H_2O}}\right) \Delta t} + a_2 \cdot \dot{m}_{H_2O} \cdot (T_{H_2O}^i - T_{H_2O}^{\text{in}}) + h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}} \cdot (T_{H_2O}^i - T_{N_2 \text{ext}}) \right) \cdot e^{\left(\frac{-a_2 \cdot \dot{m}_{H_2O}}{m_{H_2O} \cdot c_p^{H_2O}} - \frac{h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}}}{m_{H_2O} \cdot c_p^{H_2O}}\right) \Delta t}}{a_2 \cdot \dot{m}_{H_2O} + h_{\text{per}} \cdot A_{\text{per}}} \quad (12)$$